

И. В. Егiazаров

К определению начальной влекущей силы транспорта наносов. Уточнение уравнений расхода влекомых потоком наносов

Лобовое воздействие потока на обтекаемое зерно наноса определяется силой

$$F = C_x \rho d^2 \frac{v^2}{2},$$

где C_x — безразмерный коэффициент лобового сопротивления, зависящий от формы и условий обтекания зерна.

Сила, необходимая для влечения потоком зерна, связана с весом зерна в потоке и равна

$$F = f'(\gamma_n - \gamma) d^3,$$

где f' — безразмерный коэффициент трения, зависящий от относительной шероховатости русла.

Начальное критическое состояние получается при равенстве этих двух сил, т. е. при:

$$C_x \rho d^2 \frac{v^2}{2} = f'(\gamma_n - \gamma) d^3,$$

и т. к.

$$v_0^2 = C^2 R_0 i,$$

то

$$C_x C^2 \frac{\rho}{2} R_0 i = f'(\gamma_n - \gamma) d$$

$$\text{или начальная влекущая сила: } S_0 = \gamma R_0 i = 2g \frac{f'}{C^2 C_x} (\gamma_n - \gamma) d. \quad (1)$$

$$\text{Обозначая } f = 2g \frac{f'}{C^2 C_x} = \frac{f'}{C_x}, \quad (2)$$

$$\text{напишем } S_0 = f(\gamma_n - \gamma) d. \quad (3)$$

Т. к. $f = \frac{S_0}{(\gamma_n - \gamma) d}$, то следовательно f — безразмерно.

$$\text{Т. к. } C_x = \varphi(Re_d) \quad \text{и} \quad C = \varphi\left(\frac{R}{d}, \frac{C}{Re_R}\right),$$

то следовательно $f = \varphi\left(C_x, \frac{R}{d}, \frac{C}{Re_R}\right)$, где

$$Re_R = \frac{v_0 R}{\nu} \quad \text{и} \quad Re_d = \frac{v_0 d}{\nu}.$$

С другой стороны, Шильде [8] показал, что $f = \phi(Re_{*d}) = \varphi\left(\frac{d}{\delta}\right)$,

где $Re_{*d} = \frac{v_* d}{\nu}$; δ — толщина придонного ламинарного слоя.

Следовательно,

$$\varphi(Re_{*d}) = \varphi\left(\frac{R}{d}, \frac{C}{Re_d}, Re_d\right) \quad (4)$$

Для квадратичного потока $C = \varphi\left(\frac{R}{d}\right)$

и, следовательно, для квадратичного потока

$$f = \varphi\left(Re_d, \frac{R}{d}\right) = \varphi(Re_{*d})$$

Для значений $Re_d > 2 \cdot 10^5$ значение коэффициента лобового сопротивления для шара падает до $C_x = 0,2 = \text{const.}$ и, следовательно, для $Re_d > 2 \cdot 10^5$

$$f = \varphi\left(\frac{R}{d}\right) = \varphi(Re_{*d})$$

Таким образом число Рейнольдса, отнесенное к скорости касательного напряжения (скорости трения) v_* и к размеру зерна d , охватывает влияния: квадратичности или неквадратичности потока, квадратичности или неквадратичности обтекания зерна, и относительной шероховатости.

Если считать, что $f'' = 2g \frac{f'}{C_x} \cong \text{const.}$ то величина f , в основном, зависит от C_x :

$$f = \varphi\left(\frac{1}{C_x}\right) \quad (5)$$

и должна следовать за изменениями $C_x = \varphi(Re_d)$

Т. к. C_x для шара в пределах $Re_d = \text{от } 10^3 \text{ до } 2 \cdot 10^5$ изменяется слабо, от значения 0,4 до значения 0,5, то и f в этих пределах для Re_d должно почти оставаться постоянным.

Для значений $Re_d > 2 \cdot 10^5$ значение C_x падает вдвое и далее остается постоянным и, следовательно, значение f должно вдвое возрасти и далее оставаться постоянным.

Для формы зерна, отличной от шара, значение величины f должно следовать за значением C_x для измененной формы зерна. Так, для зерна пластинчатой формы, при обычном, черепицеобразном расположении пластинок в потоке, при угле атаки около $10-15^\circ$, значение C_x равно $0,15-0,20$, и значение f должно быть близким (несколько большим), чем величина, полученная для шара при $Re_d > 2 \cdot 10^5$ и раза в три больше такого же значения соответствующего $Re_d = 10^5$ до 15^5 .

По опытам Шоклича [1] для ламелей S_0 в $\sqrt{4,38} = 2,1$ раза больше чем для шара.

Влияние смеси разных фракций зерен наноса должно сказываться в том, что меньшие по размеру фракции дадут меньшее значение Re_d и, следовательно, большее значение C_x и меньшее значение f , чем крупные, что должно повлиять на средневзвешенное значение C_x и f , а следовательно, на интегральное значение S_0 .

При одной и той же средней крупности d_{cp} для смеси наносов изменение f приведет к изменению S_0 , если эти фракции дадут значения для C_x , лежащие по разные стороны $Re_d = 2 \cdot 10^5$.

Если скорости потока и крупности фракций настолько велики, что для основных фракций $Re_d > 2 \cdot 10^5$ (для наносов, близких к сферической форме), то f не будет зависеть от состава смеси и $S_0 = f(\gamma_n - \gamma) d_{cp}$ будет зависеть только от значения d_{cp} .

Следовательно, для наносов, влекаемых горными потоками с одной стороны ($Re_d > 2 \cdot 10^5$, и для опытов в лотках и на моделях — с другой стороны ($Re_d < 2 \cdot 10^5$), нет оснований для введения кроме d_{cp} для смеси наносов ещё и модуля смеси $M < 1$, введенного Крамером [6].

Как показали экспериментальные исследования USWES [2, стр. 43], Казея [3], Чанга [4], Индри [5], большое влияние, приписанное модулю смеси Крамером [6], поставившим S_0 в линейную зависимость от $\frac{d_{cp}}{M}$, не оправдалось.

Казей и Индри перешли к зависимости от $\frac{d_{cp}}{\sqrt{M}}$; Чанг [4, стр. 260] отрицает влияние M и пишет: "модуль неоднородности смеси M не имеет ничего общего с критической (начальной) влекущей силой и может быть опущен".

Изложенный выше анализ, основанный на связи f с C_x , приводит к обоснованию положений, частично установленных экспериментально, эмпирически.

Чанг, основываясь на результатах экспериментов, отмечает необходимость введения влияния отношения $\frac{d_{max}}{d_{min}}$. Это отношение должно влиять на C_x , а, следовательно, на f и таким образом полностью отражено в выражении

$$S_0 = f(\gamma_n - \gamma) d.$$

Дюбуа [7] еще в 1879 году пришел к такому же выражению для $S_0 = f(\gamma_n - \gamma) t'$, где t' — толщина одного слоя гальки, т. е. равно d_{cp} .

Но Дюбуа неправильно выразил расход донных наносов через

$$g = \phi S(S - S_0) = \gamma \frac{t' v_0}{2 S_0^2} S(S - S_0) = \gamma \frac{dv_0}{2} \frac{S}{S_0} \left(\frac{S - S_0}{S_0} \right),$$

так как считал, что в расходе наносов участвует n слоев наноса и что движение слоев линейно затухает к n -му слою.

Индри [5], вводящий влияние модуля неоднородности наносов M , предлагает для S_0 выражение $S_0 = 0,030 (\gamma_n - \gamma) \frac{d_{cp}}{\sqrt{M}} - \kappa z / m^2$, полученное по лабораторным опытам.

Введение $\sqrt{M}$ искажает зависимость S_0 от d_{cp} и, следовательно, искажает зависимость f от Re_d .

Автором использованы опыты многочисленных исследователей (см. таблицу) и получена зависимость (фиг. 1) для $f = \varphi(Re_d)$ и для $S_0 = \varphi[(\gamma_n - \gamma) d_{cp}]$ (фиг. 2), которая дает для f значение 0,030 для малых Re_d и 0,6 для больших, что отвечает отмеченным выше изменениям C_x .

То обстоятельство, что для больших значений Re_d величина f остается неизменной, указывает на малое влияние относительной шероховатости и подтверждает предположение о том, что $f'' = 2g \frac{f'}{C_x^2} \cong \text{const.}$

Таким образом, многочисленные, обработанные автором опыты разных исследователей подтверждают зависимость, полученную Шильдсом [8] по немногочисленным опытам.

Переход от значения f , равного 0,030 (у Шильдса 0,033), к значению 0,060, Шильдс связал с условиями обтекания при различных соотношениях размера выступов шероховатости d и толщины ламинарного слоя.

Но Шильдс не дал приведенного выше обоснования перехода от минимального значения $f = 0,030$, к максимальному $f = 0,060$ для больших значений Re_d .

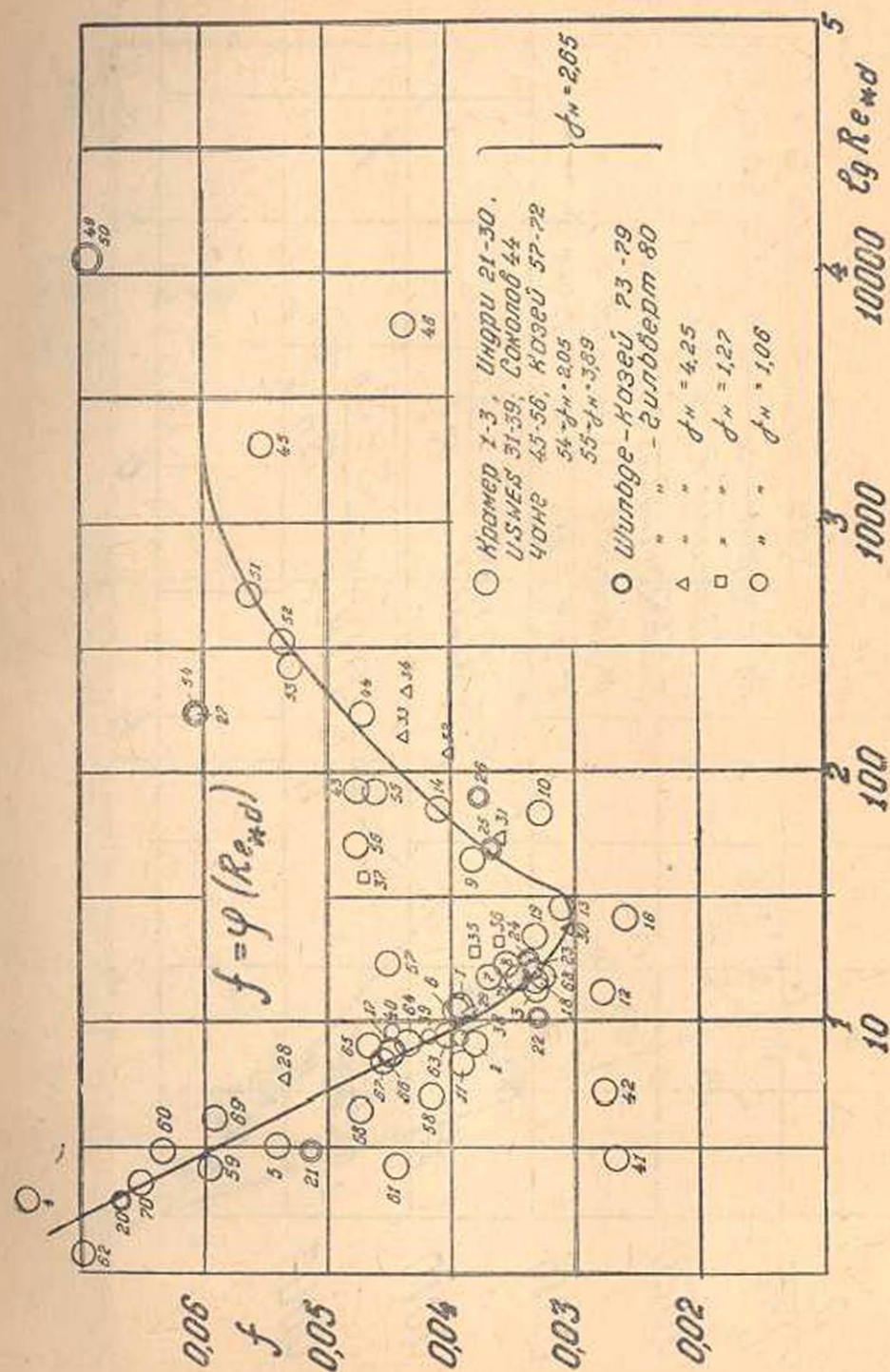
Для очень мелких фракций обтекание является ламинарным, что сказывается на значениях для S_0 и для f .

Шильдс показал, что S_0 стремится к постоянному пределу, равному

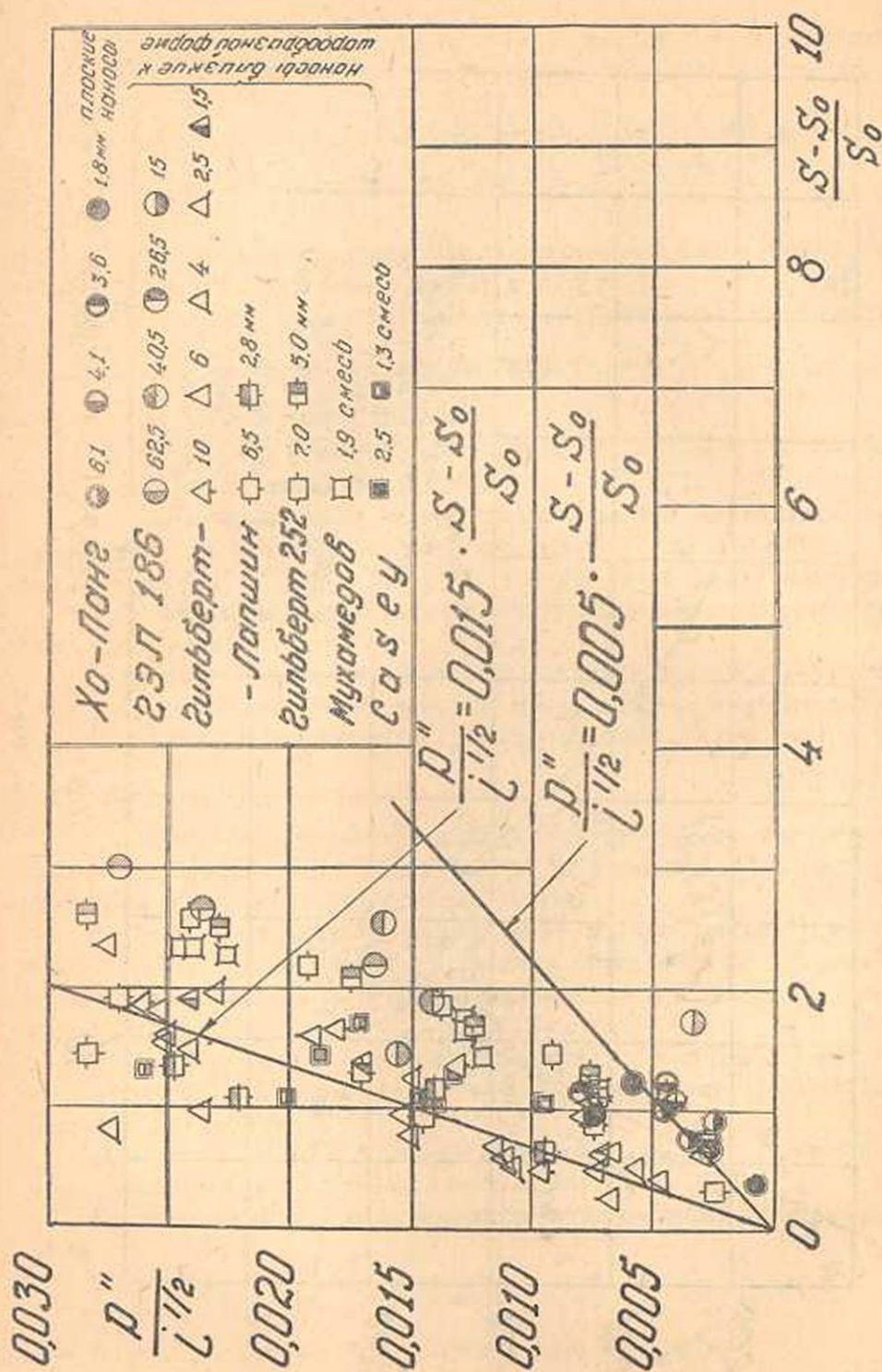
$$S_0 = \left(\frac{\gamma}{g} \right)^{1/2} [0,1 \vee (\gamma_n - \gamma)]^{1/2} \neq \varphi(d) \quad (6)$$

для $\gamma_n = 2,7; = 1; \gamma = 0,012$, значение $S_0 = 0,016 \kappa z / m^2$.

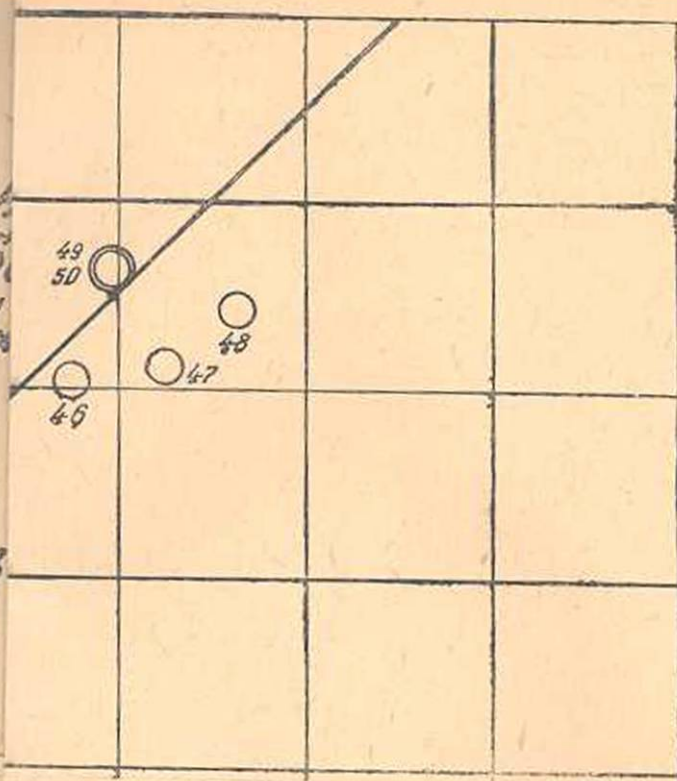
Следовательно, значения f возрастают в ламинарной зоне с уменьшением d и с уменьшением Re_d (см. фиг. 1).



Фиг. 1.



tgS
ep/



3



Влияние формы зерна заметно сказывается при резком отходе формы от приближенно шарообразной.

На фиг. 3 дано сопоставление расхода влекомых наносов для обычных наносов и очень плоских, по опытам Хопанга [7]. На фиг. 3 видно уменьшение углового коэффициента в 3 раза, что соответствует изменению коэффициента f примерно в 2 раза.

Таким образом, в предложенном автором [10,11], для расхода влекомых наносов, критериальном уравнении с безразмерными комплексами

$$\frac{p''}{i^{1/2}} = \varphi \left(\frac{S - S_0}{S_0} \right) \quad (7)$$

необходимо считать S_0 с учётом влияния изменений коэффициента f .

Зависимость между комплексами $\frac{p''}{i^{1/2}}$ и $\frac{S - S_0}{S_0}$ получилась [10,11] линейная и $\frac{p''}{i^{1/2}} = 0,015 \frac{S - S_0}{S_0}$ расчетная формула для расхода наносов была приведена к такому виду:

$$q'' = \frac{0,015}{f} \gamma q' i^{1/2} \frac{R}{d} \left[1 - f \frac{\gamma_n - \gamma}{\gamma} \cdot \frac{d}{Ri} \right] \quad (9)$$

Поэтому, исходя из полученного на фиг. 1 и 2 значения $f=0,030$ при таких значениях Re_d , когда $C_x=0,4$, можно выразить f следующей зависимостью от C_x :

$$f = \frac{0,012}{C_x} \quad (10)$$

и уравнение для расхода влекомых наносов получит такое выражение:

$$q'' = C_x \gamma q' i^{1/2} \frac{R}{d} \left[1 - \frac{0,012}{C_x} \frac{\gamma_n - \gamma}{2} \frac{d}{Ri} \right] \quad (11)$$

Следовательно, для горных потоков, при неизбежно больших значениях Re_d , при C_x , близком к 0,2 для неплоских наносов, расход наносов будет, при прочих равных условиях, примерно вдвое меньше, чем по лабораторным экспериментам в лотках, для которых нужно считать $C_x=0,4-0,5$.

Таким образом, уравнение (11) моделирует явление при условии принятия правильного значения C_x в соответствии с режимом потока и условиями обтекания зерна.

Сопоставление данных различных исследований

№ опыта	Лаборатория автор	d мм	$d(\gamma_n - \gamma)$ гp/cm³	$S_0 = \gamma R_0 l$ гp/m²	lg S_0	lg $10^4[d(\gamma_n - \gamma)]$	$v_* = \sqrt{g R_0 l}$ см/сек	$Re_{*d} = \frac{v_* d}{\nu}$	lg Re_{*d}	$f = \frac{S_0}{d(\gamma_n - \gamma)}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	Берлинская Лаборатория, Крамер	0,7	0,120	47	1,672	3,078	2,17	11,70	1,068	0,0392
2		0,56	0,095	36	1,555	2,978	1,90	8,20	0,913	0,0380
3		0,8	0,136	45	1,653	3,133	2,12	13,00	1,114	0,0330
4	То же, Казей	0,17	0,028	21	1,322	2,446	1,45	1,90	0,278	0,0750
5		0,27	0,014	24	1,380	2,647	1,55	3,22	0,507	0,5400
6		0,68	0,114	45	1,652	3,057	2,12	11,10	1,046	0,0396
7		0,87	0,144	53	1,724	3,158	2,30	15,35	1,186	0,0386
8		0,94	0,155	55	1,740	3,190	2,35	17,00	1,231	0,0355
9		1,75	0,290	112	2,115	3,462	3,35	45,00	1,653	0,0382
10		2,5	0,410	134	2,127	3,612	3,65	70,25	1,846	0,0327
11		0,5	0,082	32	1,506	2,916	1,79	6,88	0,837	0,0390
12		0,9	0,152	42	1,623	3,182	2,05	14,20	1,153	0,0276
13		1,3	0,217	67	1,826	3,336	2,60	26,00	1,464	0,0309
14		0,5	0,086	35	1,544	2,934	1,87	7,18	1,855	0,0408
15		0,9	0,148	48	1,680	3,170	2,20	15,25	1,183	0,0325
16		1,4	0,225	60	1,778	3,352	2,45	26,40	1,421	0,0256
17		0,5	0,875	39	1,591	2,941	1,98	7,60	0,880	0,0445
18		0,9	0,148	49	1,690	3,170	2,21	15,30	1,180	0,0330
19		1,25	0,205	68	1,831	3,312	1,61	25,00	1,348	0,0331
20	Берлинская Лаборатория, Шнальде	$\gamma_n = 2,7$	0,027	18	1,254	2,431	1,90	0,280	0,0667	0,0667
21			0,041	21	1,323	2,612	3,10	0,491	0,0513	0,0513
22			0,110	35	1,544	3,042	10,50	1,021	0,0328	0,0328
23		$\gamma_n = 4,25$	0,150	50	1,700	3,176	16,00	1,004	0,0333	0,0333
24			0,160	53	1,724	3,204	18,00	1,255	0,0331	0,0331
25			0,280	102	2,008	3,447	50,00	1,700	0,0365	0,0365
26			0,400	150	2,175	3,602	80,00	1,903	0,0375	0,0375
27			1,150	700	2,844	4,060	215,00	2,332	0,0605	0,0605
28			0,062	33	1,520	2,792	6,00	0,777	0,0533	0,0533
29			0,115	44	1,643	3,060	11,00	1,040	0,0383	0,0383
30			0,220	67	1,825	3,343	24,00	3,380	0,0304	0,0304
31			0,460	165	2,217	3,662	55,00	1,740	0,0359	0,0359
32			0,750	300	2,477	3,875	120,00	2,080	6,0400	6,0400

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
33			0,870	380	2,580	3,939		140,00	2,146	0,0437
34			1,150	500	2,700	4,060		210,00	2,322	0,0433
35		$\gamma_n = 1,27$	0,045	17	1,230	2,653		19,00	1,279	0,0379
36			0,050	18	1,255	2,700		21,00	1,322	0,0360
37			0,068	32	1,504	2,832		38,00	1,579	0,0470
38		$\gamma_n = 1,06$	0,0092	3,6	0,556	1,964		8,70	0,940	0,0391
39			0,0092	3,8	0,579	1,964		8,80	0,945	0,0413
40			0,0092	4,1	0,613	1,964		9,10	0,960	0,0445
41	Падунская Ла-	0,32	0,053	14	1,146	2,724	1,18	2,9	0,462	0,0265
42	боратория,	0,47	0,081	22	1,342	2,905	1,48	5,35	0,728	0,0274
43	Индри	0,25	0,425	201	2,303	3,628	4,50	86,30	1,936	0,0475
44		0,40	0,680	319	2,503	3,852	5,65	173,50	2,239	0,0470
45		20,00	3,300	1810	3,258	4,518	13,50	2080,00	3,317	0,0550
46		45,00	7,450	3229	3,526	4,872	18,00	6250,00	3,795	0,0434
47		80,00	13,200	3674	3,564	5,121	19,10	11750,00	4,070	0,0270
48		125,00	20,500	5160	3,713	5,312	22,70	21800,00	4,338	0,0252
49		58,80	9,700	6718	3,827	4,986	26,00	11750,00	4,070	0,0693
50		58,80	9,700	6703	3,826	4,986	26,00	11750,00	4,070	0,0692
51	Манчестерская	8,1	1,250	705	2,848	4,096	8,40	523,00	2,718	0,0560
52	Лаборатория	6,5	1,020	544	2,735	4,008	7,40	370,00	2,567	0,0533
53	проф. Гибсона,	5,3	0,825	435	2,638	3,916	6,60	270,00	2,430	0,0528
54	Чанг	3,8	0,590	356	2,551	3,770	6,00	175,00	2,242	0,0605
55		2,5	0,412	189	2,275	3,614	4,35	83,50	1,921	0,0459
56		1,8	0,286	136	2,134	3,456	3,70	51,20	1,709	0,0475
57		0,89	0,142	64	1,806	3,152	2,53	17,30	1,238	0,4050
58		0,4	0,065	27	1,431	2,812	1,64	5,05	0,703	0,0415
59		0,27	0,037	22	1,343	2,568	1,48	2,62	0,418	0,0595
60		0,29	0,030	19	1,278	2,477	1,38	3,08	0,488	0,0635
61		0,21	0,061	27	1,431	2,785	1,64	2,65	0,423	0,0043
62		0,13	0,020	14	1,147	2,301	1,18	1,18	0,072	0,0700
63	Виксбургская	0,59	0,097	39	1,590	2,986	1,98	8,97	0,952	0,0402
64	лаборатория	0,54	0,090	39	1,590	2,954	1,98	8,23	0,915	0,0433
65	USWES	0,52	0,086	40	1,603	2,935	2,00	8,08	0,907	0,0465
66		0,51	0,083	37	1,578	2,919	1,92	7,53	0,876	0,0446
67		0,48	0,079	36	1,556	2,900	1,90	7,00	0,845	0,0453
68		0,35	0,057	27	1,431	2,755	1,64	4,40	0,643	0,0473
69		0,31	0,051	30	1,476	2,707	1,73	4,14	0,616	0,0590
70		0,20	0,034	22	1,342	2,527	1,48	2,27	0,356	0,0650
71		411	0,670	231	2,363	3,826	4,80	152,00	1,180	0,0345

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Schoklitsch—Ueber Schleppkraft und Geschiebepbewegung. 1914.
2. Paper 17 of the U. S. Waterways Experiment Station. 1935. Studies of river bed materials and their movement.
3. Casey—Ueber Geschiebepbewegung. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, und Schiffbau, Heft 19, 1935.
4. Chang—Laboratory investigation of flume traction and transportation. Trans. Am. S. C. E., V. 104, 1247—1284, 1939.
5. Indri—Il problema del trasporto solido ed i risultati di recenti ricerche. Energia Elettrica. 1941. Feb., Marzo, Aprile.
6. Kramer — Modellgeschiebe und Schleppkraft. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau. Heft 9, 1932.
7. Dubois—Etude du regime du Rhône et de l'action exercée par les eaux sur un lit à fond de graviers infiniment affouillable. Ann. des ponts et chaussées. 1879.
8. Shields—Anwendung der Ähnlichkeitsmechanik und der Turbulenzforschung auf die Geschiebepbewegung. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau. Heft 26, 1936.
9. Ho-Paig-Yung—Abhängigkeit der Geschiebepbewegung von der Kornform und der Temperatur. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau. Heft 37, 1939.
10. И. В. Егизаров—Расход взлкомых потоком наносов. Изв. АН Арм. ССР. (физ.-мат. естеств. и тех. наук) т. II, № 5, 1949.
11. И. В. Егизаров—Расход доинных наносов. ДАН Арм. ССР, т. XI, № 4, 1950.

Ի. Վ. Եգիզարյան

ՀՈՍԱՆՔՈՎ ՏԱՐՎՈՂ ԶՐԱԲԵՐՈՒԿՆԵՐԻ ՏՐԱՆՍՊՈՐՏԻ ՍԿԶԲՆԱԿԱՆ
ՏԱՆՈՂ ՈՒԺԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Շրջանուման մեջ գտնվող ջրաբերուկի հատիկի վրա հոսանքի ճակատային ազդեցությունը համեմատելով հոսանքով ջրաբերուկները տանելու անհրաժեշտ ուժի հետ, կարելի է (1)–(3) հավասարումներով որոշել սկզբնական տանող ուժը, որտեղ C_x —ճակատային դիմադրության համարիչը չունեցող զործակիցն է և որտեղ f —նույնպես համարիչ չունի:

Այդպիսով՝

$$f = \varphi \left(Re_d, \frac{R}{d}, \frac{C}{Re_d} \right) \approx \varphi(Re_d) = \varphi \left(\frac{f}{C_x} \right),$$

որը հաստատվում է փորձով:

Շիլդսը ցույց է տվել, որ $f = \varphi(Re_d)$.

C_x փոփոխությունները որպես ֆունկցիա Ռեյնոլդսի թվից, լավ ուսումնասիրված են, որը թույլ է տալիս որոշել f զործակիցի հնարավոր փոփոխությունները և սահմանել, որ հատիկների համար, որոնց ձևը մոտ է գնդայինին, հնարավոր են f -ի մատավորապես կրկնակի փոփոխություններ՝

կապված C_x -ի նույնպիսի փոփոխությունների հետ $Re_d = 2 \cdot 10^5$ -ից անցման դեպքում:

Հնարավորություն է ստացվում որոշել $\bar{\gamma}$ նաև թիթեղաձև ջրաբերուկների համար:

Մեծ արագություններով և համեմատաբար խոշոր ջրաբերուկներով հոսանքներում $\bar{\gamma}$ գործակիցը բոլոր հիմնական ֆրակցիաների համար մնում է հաստատուն, եթե այդ բոլոր ֆրակցիաների համար $Re_d > 2 \cdot 10^5$ և այդ պատճառով այդպիսի խառնուրդի համար սկզբնական տանող ուժը և հատակային հոսանքով տարվող ջրաբերուկների ելքը բավականին լրիվ է որոշվում d_{cp} մեծությամբ:

Նույնը վերաբերում է նաև լոտոկների մեջ ջրաբերուկներով փորձերին, քանի որ դեպքերի մեծ մասի համար Re_d փոքր կլինի $2 \cdot 10^5$ -ից և C_x -ի փոքր տատանումներին համապատասխան $\bar{\gamma}$ -ը կատանվի փոքր սահմաններում:

Միայն փոքր արագություններ և ջրաբերուկների մանր ֆրակցիաներ ունեցող հոսանքների համար S_0 և $\bar{\gamma}$ (ջրաբերուկների ծախսը) արժեքների վրա, բացի d_{cp} մեծության ազդեցությունից, լրացուցիչ կազդի խառնուրդի բաղադրությունը, բայց այդպիսի ազդեցությունը հաշվի կառնվի հաշվարկումների մեջ մտցնելով C_x -ի և հետևաբար $\bar{\gamma}$ -ի համար համապատասխան արժեք: Այդ պատճառով կրամերի մոցրած խառնուրդի անհամասեռության մոդուլն իր իմաստը կորցնում է. խառնուրդի M մոդուլ մտցնելու անհիմն լինելու մասին հետևություններ էմպիրիկորեն եկել է Չանգը և մասամբ կազելը, Ինդրին և Ամերիկական լաբորատորիան՝ USWES.

Օգտագործելով բաղմամբիվ հետազոտողների փորձերը, հեղինակն ստացել է կախում $\bar{\gamma} = \varphi(Re_{*d})$ համար (ֆիգ. 1) և $S_0 = \varphi[(\gamma_n - \gamma)d_{cp}]$ համար (ֆիգ. 2). Այդ կախումը տալիս է փոքր Re_{*d} համար $\bar{\gamma} = 0.030$ և մեծ Re_{*d} համար $\bar{\gamma} = 0.06$, որոնք համապատասխանում են C_x -ի վերը նշված փոփոխություններին:

Այն հանգամանքը, որ Re_{*d} -ի մեծ արժեքների համար $\bar{\gamma}$ -ի մեծությունը մնում է անփոփոխ, ցույց է տալիս համեմատական հարթության փոքր ազդեցությունը և հաստատում է այն ենթադրությունը, որ

$$\bar{\gamma} = \varphi\left(\frac{1}{C_x}\right);$$

Այսպիսով, տարբեր հետազոտողների բաղմամբիվ փորձերի մշակումը հեղինակի կողմից հաստատում է այն կախումը, որն ստացել է Շիլդսը տարբեր տեսակարար կշիռ ունեցող ջրաբերուկների հետ կատարած իր ոչ մեծաքանակ փորձերով:

Անցումը $\bar{\gamma} = 0.030$ (Շիլդսի մոտ $\bar{\gamma} = 0.033$) դեպի $\bar{\gamma} = 0.060$ Շիլդսը d -ի անոդոսկոպիայի կրուտների չափսերի և $\bar{\gamma}$ -ի (լամինար շերտի հաստության) տարբեր հարաբերությունների դեպքում կապեց շրջահոսման պայմանների հետ: Բայց Շիլդսը չափեց $\bar{\gamma} = 0.030$ մինիմալ արժեքից Re_d մեծ արժեքների համար $\bar{\gamma} = 0.060$ մաքսիմալին անցնելու վերը բերված հիմնավորումը:

Շատ փոքր ֆրակցիաների համար շրջահոսումը լամինար է, որն անդրադառնում է S_0 և $\bar{\gamma}$ արժեքների վրա:

Շիլդսը ցույց է տվել, որ S_0 ձգտում է (6) հավասարումով ար-

տաճայտված հաստատուն սահմանի, $\gamma_u = 2,7$, $\gamma = 1$, $\nu = 0,012$ համար $S_0 = 0,16$ կգ/մ²,

Հետևաբար $\bar{f}$ -ի արժեքը լամինար ղոնայում աճում է d և Re_d նվազմանը զուգընթաց (տես ֆիգ. 1):

Հատիկի ձևի ազդեցությունն արտահայտվում է զդալի կերպով, եթե այն խիստ շեղվում է գնդայինին մոտ ձևից:

Յ-րդ ֆիգուրայի վրա համեմատության մեջ են դրված ջրաբերուկների ծախսը (ըստ Հիգրոէլեկտր. լաբորատորիայի փորձերի և շատ տափակ ջրաբերուկների ծախսը (ըստ Խոպանգի փորձերի): Նույն ֆիգուրայից երևում է հավասարման անկյունային գործակցի 3 անգամ նվազումը, որը համապատասխանում է 1 գործակցի փոփոխմանը մոտ 2 անգամ:

Այսպիսով, տարվող ջրաբերուկների ծախսի համար հեղինակի (10, 11) առաջարկած չափում չունեցող կոմպլեքսներով հայտանշային (կրիտերիալ) հավասարման մեջ (7) անհրաժեշտ է S_0 որոշել հաշվի առնելով 1 գործակցի փոփոխությունների ազդեցությունը:

Պարզվեց, որ չափում չունեցող $\frac{p''}{i^{1/2}}$ և $\frac{S-S_0}{S_0}$ կոմպլեքսների միջև

կապը գծային է (10, 11), և (7) հավասարումը բերվում է (8) հավասարման տեսքի: Ջրաբերուկների ծախսի հաշվարկային բանաձևը բերված է (9) հավասարման տեսքի: Այդ պատճառով ելնելով ֆիգ. 1 և 2 վրա ստացված $\bar{f} = 0,030$ արժեքից, Re_d այն արժեքների ղեկավարում, երբ $C_x = 0,4$, $\bar{f}$ կարելի է արտահայտել (10) հավասարումով և տարվող ջրաբերուկների ծախսի համար հավասարումը կստանա (11) նոր արտահայտությունը:

Հետևաբար, լեռնային հոսանքների համար, այլ հավասար պայմանների ղեկավարում Re_d -ի անխուսափելի մեծ արժեքների համար, այսինքն $\bar{f} = 0,2$ ղեկավարում ոչ տափակ ջրաբերուկների համար նրանց ծախսը կլինի մոտ 2 անգամ ավելի փոքր, քան լոտոկների մեջ լաբորատոր փորձերում, որոնց համար պետք է հաշվել $C_x = 0,4 - 0,5$:

Այսպիսով, (11) հավասարումը մոդելացնում է երևույթը, եթե ընդունվում են հոսանքի ռեժիմի և հատիկի շրջահոսման պայմանների համապատասխանող արժեքները:

ГИДРОТЕХНИКА

А. М. Мхитарян

Фильтрация воды через земляные плотины на непроницаемых основаниях с водой в нижнем бьефе.

Разработанный нами способ расчета фильтрации воды через земляные плотины на водоупоре является частным случаем нашей работы*, в которой излагается общее решение фильтрации через плотины, осуществленные на водопроницаемом основании.

Приведем систему фильтрационных уравнений из страницы 296 нашей работы* и толщину проницаемого слоя T в ней приравняем нулю. Эти уравнения следующие:

$$\left. \begin{aligned} \frac{q}{k} &= \frac{H-h}{g_1} \ln \frac{1,1H+T}{1,1H-h} & (1) \\ \frac{q}{k} l &= T(h-h_0) + \frac{h^2-h_0^2}{2} & (2) \\ \frac{q}{k} &= \frac{h_0-a_0}{g_2} \ln \frac{h_0+T}{h_0-A_0} \cdot e \cdot \cos \alpha_1 & (3) \\ l &= L_{пл} - 1,1 mH - m, h_0 & (4) \end{aligned} \right\} I$$

После подстановки в них $T=0$ получим:

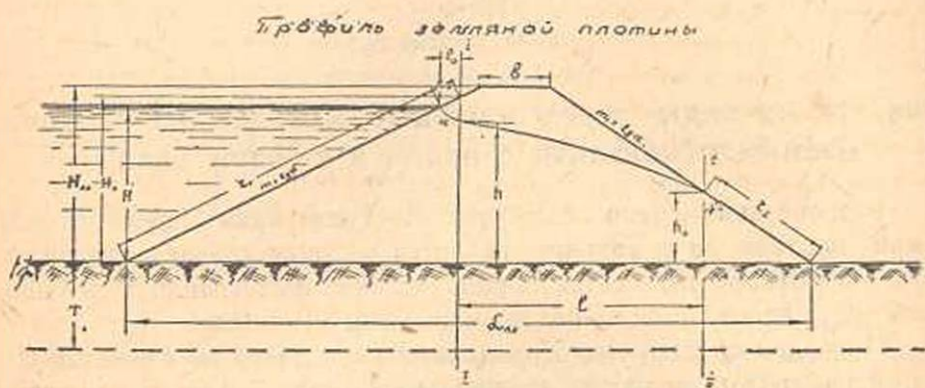
$$\left. \begin{aligned} \frac{q}{k} &= \frac{H-h}{g_1} \ln \frac{1,1H}{1,1H-h} & (1') \\ \frac{q}{k} l &= \frac{h^2-h_0^2}{2} & (2') \\ \frac{q}{k} &= \frac{h_0-a_0}{g_2} \ln \frac{h_0}{h_0-A_0} \cdot e \cdot \cos \alpha_1 & (3') \\ l &= L_{пл} - 1,1 mH - m, h_0 & (4') \end{aligned} \right\} II$$

* А. М. Мхитарян—Фильтрация воды через земляные плотины на проницаемых основаниях с водой в н. б. Известия АН Арм. ССР (физ.-мат., техн. нау., 289, 1948.

Неизвестными величинами в полученной системе уравнений, как и ранее, являются: удельный расход— q , входная ордината кривой депрессии— h , выходная ордината— h_0 , расстояние между сечениями I—I и II—II— l , а

$$g_1 = \frac{2\pi\alpha}{360} \quad \text{и} \quad g_2 = \frac{2\pi\alpha_1}{360^\circ}$$

Значения остальных величин даны на чертеже 1.



Черт. 1.

Решение фильтрационных уравнений

Несколько упростим полученную систему: значение l из уравнения 4 подставим в 2; получим:

$$\frac{q}{k} = \frac{H-h}{g_1} \ln \frac{1,1H}{1,1H-h} \quad (1') \quad \left. \begin{array}{l} \\ \\ \end{array} \right\} \text{III}$$

$$\frac{q}{k} (L_{na} - 1,1mH - m_1h_0) = \frac{h_2 - h_0^2}{2} \quad (2')$$

$$\frac{q}{k} = \frac{h_0 - a_0}{g_2} \ln \frac{h_0}{h_0 - A_0} \cdot \cos \alpha_1 e \quad (3')$$

Данные уравнения обычным путем совместно не решаются. Решим их путем номографирования, т. е. составим таблицы, по которым построим графики.

Для этого выразим компоненты расчетных величин в долях от напора H , введя следующие обозначения:

$$\frac{h}{H} = \bar{h}, \quad \frac{h_0}{H} = \bar{h}_0, \quad \frac{q}{kH} = \bar{q}, \quad \frac{L_{na} - 1,1mH}{H} = L, \quad \frac{a_0}{H} = \bar{a}_0$$

Подставив новые переменные в систему III, получим:

$$\left. \begin{aligned} \bar{q} &= \frac{1-\bar{h}}{g_1} \ln \frac{1,1}{1,1-\bar{h}} & (1'') \\ \bar{q} (\bar{L} - m_1 \bar{h}_0) &= \frac{\bar{h}^2 - \bar{h}_0^2}{2} & (2'') \\ \bar{q} &= \frac{h_0 - \bar{a}_0}{g_2} \ln \frac{\bar{h}_0 \cdot \cos \alpha_1 \cdot e}{h_0 - \bar{a}_0} & (3'') \end{aligned} \right\} \text{IV}$$

Эта система имеет два преимущества перед предыдущей: здесь меньше компонентов и все они не имеют размерности, что облегчает номографирование.

В уравнении (1'') неизвестными величинами являются только $\bar{q}$ и $\bar{h}$. Что касается величины g_1 , то она зависит от угла заложения верхового откоса, т. е. от α или m .

В уравнении (2'') неизвестными величинами являются $\bar{q}$, $\bar{h}$, $\bar{h}_0$. L и m — известны для данного профиля плотины.

В уравнении (3'') неизвестными величинами являются $\bar{q}$ и $\bar{h}_0$; g_2 — зависит от величины заложения низового откоса m_1 , $\bar{a}_0$ — приведенная глубина воды в нижнем бьефе.

В таблице 1 приведены численные значения g_1 , g_2 , $\cos \alpha$ и $\cos \alpha_1$, для употребляемых на практике величин заложения откосов.

Таблица 1.

Для определения параметров фильтрационных уравнений, зависящих от заложения откосов плотины.

Заложения откосов m (или m_1)	Угол α (или α_1)	g_1 или g_2	$\cos \alpha$ (или $\cos \alpha_1$)
2,0	63°26'	1,107	0,447
2,25	63°21'	1,152	0,4062
2,50	68°12'	1,190	0,3714
2,75	70°11'	1,222	0,3417
3,0	71°34'	1,249	0,3162
3,25	72°54'	1,272	0,2940
3,50	74°31'	1,292	0,2748
3,75	75°41'	1,310	0,2577
4,0	75°58'	1,326	0,2425
4,5	77°28'	1,352	0,2170
5,0	78°41'	1,373	0,1962

Проследим ход построения расчетных графиков для стандартных профилей с откосами:

$$m=3,0 \quad m_1=2,5$$

$$m=2,5 \quad m_1=2,0$$

При $m=3,0$ и $m_1=2,5$ из таблицы 1 имеем:

$$\bar{g}_1=1,249, \quad g_1=1,19, \quad \text{Cos}\alpha=0,3162, \quad \text{Cos}\alpha_1=0,3714$$

Подставляя значения $\bar{g}_1$ в уравнение (1'') системы IV и заменяя натуральный логарифм десятичным, получим:

$$\bar{q}=1,842 (1-\bar{h}) \lg \frac{1,1}{1,1-\bar{h}}, \quad \text{т. е.} \quad \bar{q}=f(\bar{h})$$

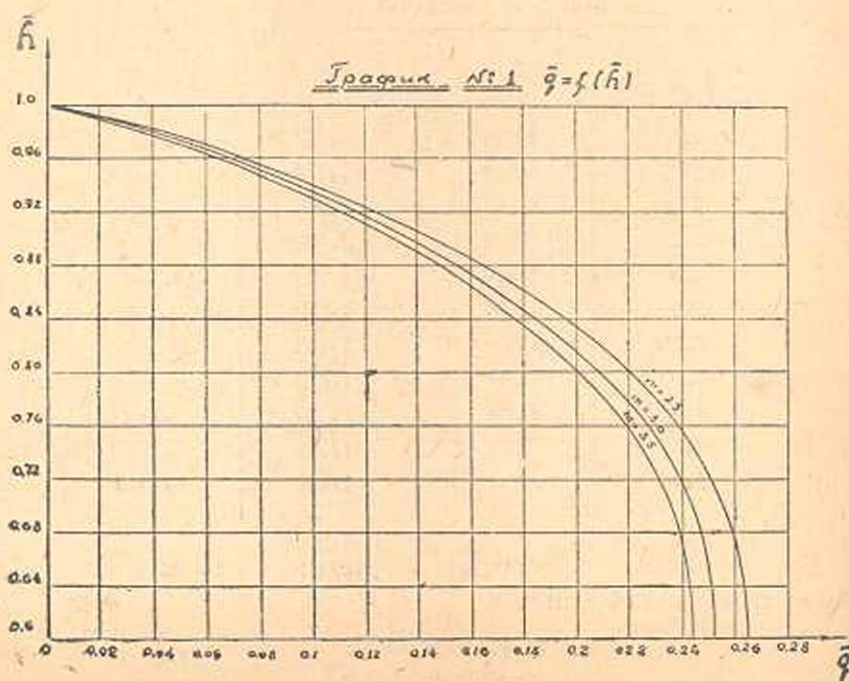
Аналогичная зависимость $\bar{q}=f(\bar{h})$ получается и для остальных принятых профилей.

Задаемся рядом значений $\bar{h}$ и определяем $\bar{q}$. Расчеты сводим в таблицу 2.

Таблица 2.

$\bar{h}$	$\bar{q}$	$\bar{q}$	$\bar{q}$
	$m=3,5$	$m=3,0$	$m=2,5$
0,95	0,976	0,08	0,084
0,90	0,132	0,137	0,144
0,85	0,172	0,181	0,187
0,80	0,201	0,208	0,219
0,75	0,222	0,230	0,241
0,70	0,231	0,244	0,256
0,60	0,245	0,253	0,266

По составленной таблице строится график 1. $\bar{q}=f(\bar{h})$



Подставляя значения g_2 и $\cos \alpha_1$ в уравнение (3'') системы IV и заменяя натуральный логарифм десятичным, получим:

$$\bar{q} = 1,941 (\bar{h}_0 - \bar{a}_0) \lg 1,009 \frac{\bar{h}_0}{\bar{h}_0 - \bar{a}_0} = 1,941 (\bar{h}_0 - \bar{a}_0) \lg \frac{\bar{h}_0}{\bar{h}_0 - \bar{a}_0},$$

т. е. $\bar{q} = f(\bar{h}_0, \bar{a}_0)$.

Задаваясь одним значением $\bar{h}_0$ и рядом значений $\bar{a}_0$, определяем $\bar{q}$, по которому, пользуясь таблицей 2 или графиком 1, определяем $\bar{h}$.

По значениям $\bar{h}$ и $\bar{h}_0$ из уравнения (2''), приводимого к виду:

$$\bar{L} = \frac{\bar{h}^2 - \bar{h}_0^2}{2\bar{q}} + m_1 \bar{h}_0$$

определяется $\bar{L}$.

Аналогично поступаем и для остальных двух профилей плотины. Расчеты сводим в таблицу 3.

$m=3,0 \quad m_1=2,5$

$\bar{q}=f(\bar{h}_0, \bar{a}_0)$

Таблица 3.

$\bar{h}_0=0,2$				$\bar{h}_0=0,25$			
$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	$\bar{L}$	$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	$\bar{L}$
0,05	0,0359	0,977	13,23	0,05	0,0376	0,975	12,42
0,1	0,0588	0,965	8,07	0,10	0,0639	0,955	7,26
0,15	0,0578	0,962	5,62	0,15	0,0772	0,950	6,06
0,075	0,0496	0,975	9,67	0,20	0,0671	0,960	7,02
0,125	0,062	0,965	7,58	0,075	0,052	0,37	9,065
0,175	0,0452	0,98	10,68	0,125	0,0486	0,975	9,755
				0,175	0,0763	0,95	6,125

$\bar{h}_0=0,3$				$\bar{h}_0=0,4$			
$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	$\bar{L}$	$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}_0$	$\bar{L}$
0,05	0,0354	0,980	13,04	0,05	0,0438	0,975	10,03
0,10	0,0691	0,960	0,80	0,10	0,0721	0,950	6,14
0,15	0,0879	0,959	5,35	0,15	0,0990	0,935	4,64
0,20	0,0926	0,940	5,08	0,20	0,1176	0,920	3,9
0,25	0,0747	0,952	6,21	0,25	0,1230	0,915	3,75
				0,30	0,1169	0,91	3,85
				0,35	0,0867	0,923	4,99

$m=2,5 \quad m_1=20, \quad \bar{q}=f(\bar{h}_0, \bar{a}_0)$

$\bar{h}_0=0,2$				$\bar{h}_0=0,25$			
$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	$\bar{L}$	$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	$\bar{L}$
0,05	0,0699	0,965	6,77	0,05	0,082	0,955	5,67
0,10	0,0838	0,952	5,56	0,10	0,0999	0,942	4,62
0,15	0,0726	0,960	6,4	0,15	0,1035	0,94	4,46
				0,20	0,083	0,955	5,62

$\bar{h}_0=0,3$				$\bar{h}_0=0,4$			
$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	L	$\bar{a}_0$	$\bar{q}$	$\bar{h}$	L
0,05	0,0933	0,949	4,94	0,05	0,1199	0,925	3,7
0,10	0,1331	0,915	3,4	0,10	0,1398	0,905	3,15
0,15	0,1457	0,92	4,59	0,15	0,1581	0,89	0,79
0,20	0,1199	0,925	3,79	0,20	0,1676	0,875	2,60
0,25	0,0912	0,94	4,95	0,25	0,1634	0,88	2,2
				0,30	0,1459	0,90	3,02
				0,35	0,1042	0,94	4,27

По составленной таблице строятся графики $2a$ и $2b \bar{h}=f(\bar{L})$ для постоянных $\bar{a}_0$ и графики $3a$ и $3b \bar{a}_0=f(\bar{L})$ для постоянных $\bar{h}_0$.

Для практического пользования графиками решается обратная задача, что видно на простом примере. Для иллюстрации ниже приводится один пример и решение.

Пример: Даны: Напор $H=10$ м; откосы $m=3,0$, $m_1=2,5$; глубина нижнего бьефа $a_0=2,0$ м; длина плотины по низу $L_{пл}=74$ м, коэффициент фильтрации $K=0,002$ м/сек.

Требуется: найти элементы кривой депрессии: входная ордината $\bar{h}$, выходная ордината $\bar{h}_0$, расстояние между двумя отдельными сечениями l и расход q .

Решение: Приведенная длина L равна.

$$\bar{L} = \frac{L_{пл} - 1,1 m H}{H} = \frac{74 - 1,1 \cdot 3 \cdot 3}{10} = 4,1$$

Приведенная глубина в нижнем бьефе $\bar{a}_0$ равна

$$\bar{a}_0 = \frac{a_0}{H} = \frac{2}{10} = 0,2$$

При $\bar{L}=4,1$ и $\bar{a}_0=0,2$ по графику № 2 находим $\bar{h}=0,9255$.

При $\bar{h}=0,9255$ и $m=3$ по графику № 1 находим $\bar{q}=0,1$. Фильтрационный расход будет $q=\bar{q} \cdot H \cdot K=0,1 \cdot 10 \cdot 0,002=0,002$ м³/сек. $q=0,002$ м³/сек.

При $\bar{a}_0=0,2$ и $\bar{L}=4,1$ и $m_1=2,5$ по графику № 3 находим $\bar{h}_0=0,32$.

Выходная ордината будет

$$h_0 = \bar{h}_0 \cdot H = 0,32 \cdot 10 = 3,2 \text{ м.}$$

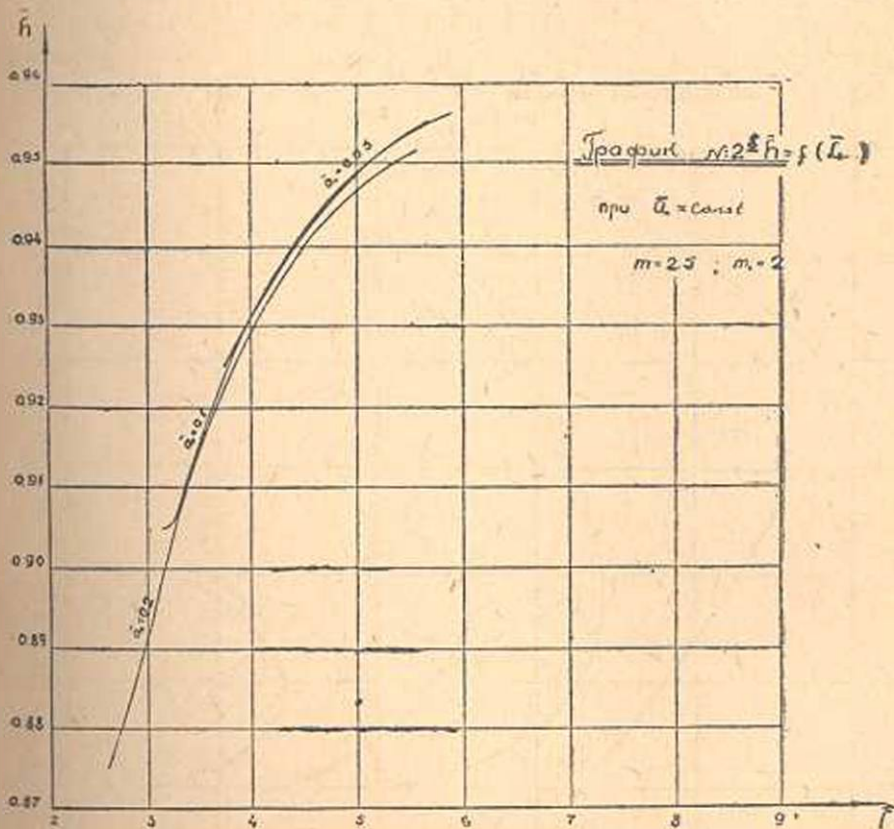
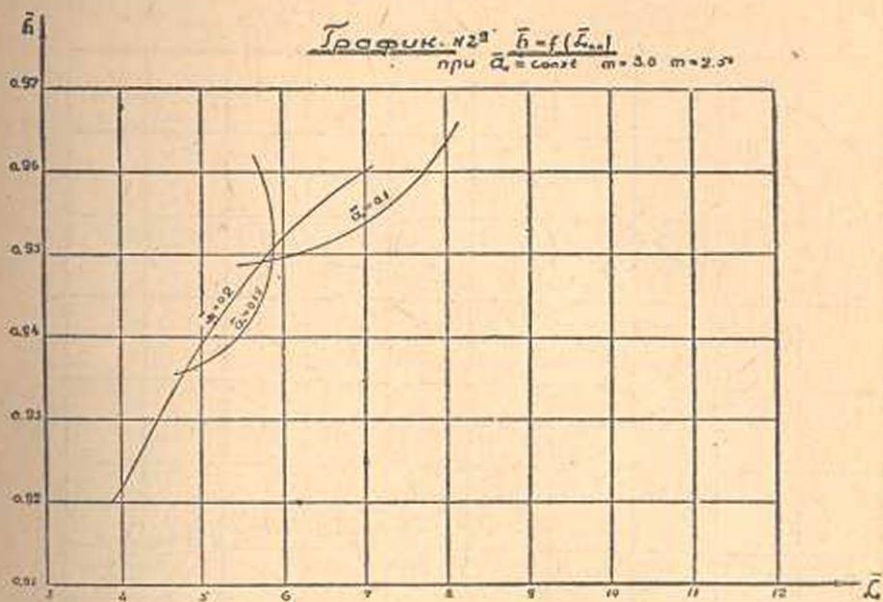
$$h_0 = 3,2 \text{ м.}$$

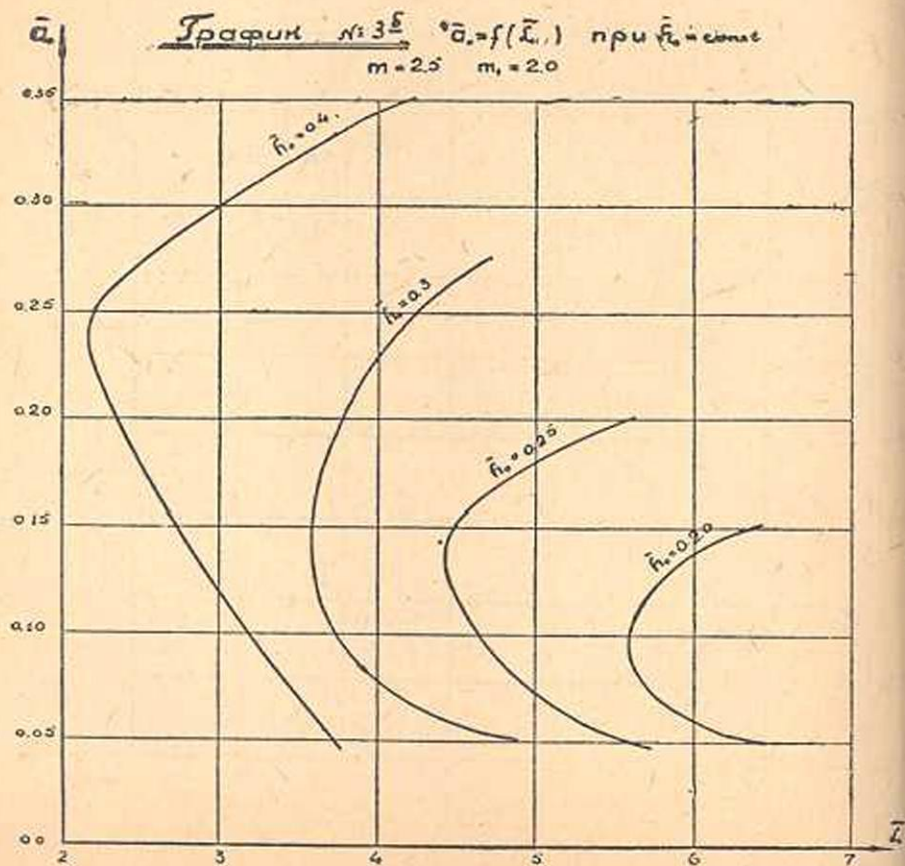
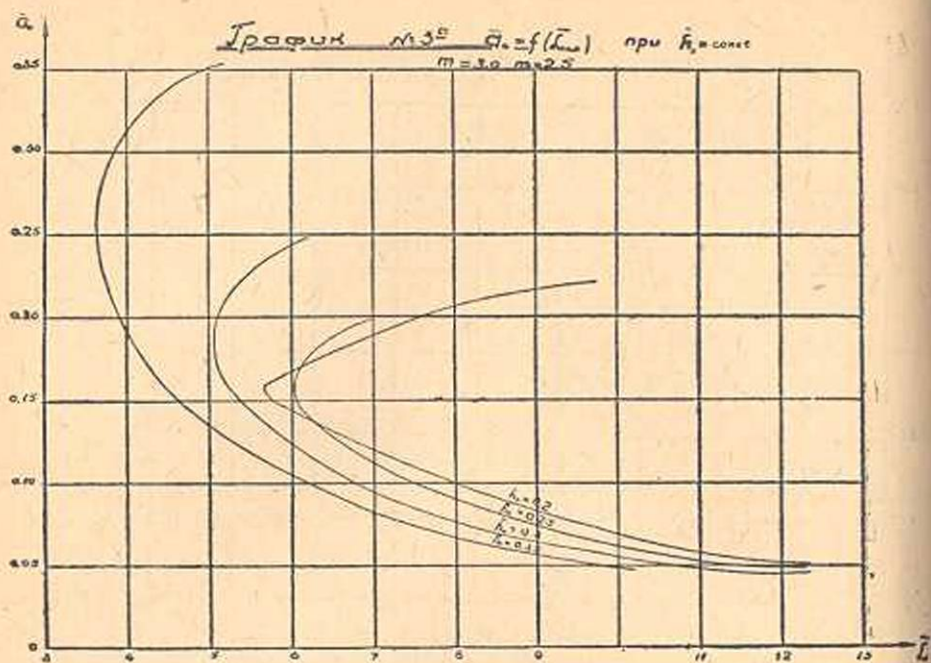
Значение l находим по формуле

$$l = L_{пл} - 1,1 m H - m_1 h_0 = 74 - 1,1 \cdot 3 \cdot 10 - 2,5 \cdot 3,2 = 33 \text{ м.}$$

$$l = 33 \text{ м.}$$

Кривую депрессии в средней части можно построить по формуле (2) системы I.





Из примера видно, что производственники предельно просто могут пользоваться данным решением.

Водно-Энергетический Институт
Академии Наук Армянской ССР.

Ա. Մ. Մխիթարյան

ՖԻԼՏՐԱՑԻԱՆ ՋՐԱԱՆԹԱՓԱՆՑ ՀԻՄՔԵՐԻ ՎՐԱ ԳՏՆՎՈՂ ՀՈՂԱՅԻՆ ՊԱՏՎԱՐՆԵՐԻ ՄԱՐՄՆՈՎ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հողվածում հեղինակը տալիս է ջրաանթափանց հիմքերի վրա դանդող հողային պատվարների մարմնով կատարվող ֆիլտրացիոն հաշվարկը:

Ֆիլտրացիոն հավասարումները հեղինակն ստացել է իր նախորդ աշխատանքի ընդհանուր հավասարումներից, նրանց դիտելով որպես մասնավոր դեպք, ընդունելով $T=0$ (ջրաթափանց չեղար=0):

Ստացված է չորս հավասարում՝ չորս անհայտով, որոնց լուծումը սովորական եղանակով անհնարին է, չնայած նրանց պարզությունը: Ուստի լուծումը տրվում է գրաֆիկորեն, ադյուսակ և նոմոգրամա կազմելով:

Հողվածի վերջում բերված է մի օրինակ, որը ցույց է տալիս առաջարկվող լուծման միանգամայն պարզ և մատչելի լինելը՝ արտադրության մեջ օգտագործելու համար:

И. А. Тер-Азарьев

Некоторые особенности оценки температуры режущей кромки при точении

Возникающая при резании теплота является одним из основных и ведущих факторов, влияющих на этот процесс.

В обычных зонах режимного поля теплота частично воспринимается инструментом, частично уносится стружкой и частично расходуется по значительной массе обрабатываемого изделия, что приводит, с одной стороны, к уменьшению стойкости инструмента, с другой—к структурным превращениям обработанной поверхности.

В зонах же скоростного резания, при работе с отрицательными передними углами, температура концентрируется в зоне снимаемого слоя, примыкающей к передней грани инструмента, понижает ее механические свойства и меняет условия снятия этого слоя инструментом. При этом температура режущих кромок инструмента должна быть такой, чтобы не наблюдалось значительного падения их твердости.

Критическая температура, после которой наблюдается падение механических свойств инструмента армированного твердым сплавом ВК 6—800°, ВК 8—620° и инструментальной углеродистой стали—200° [1].

С точки зрения скоростного резания близкие к указанным для твердых сплавов температуры являются наивыгоднейшими для данного материала инструмента, т. к. падение твердости материала инструмента не наблюдается, а механические качества снимаемого слоя значительно понижаются.

Однако, существующие методы измерения температур: искусственной термопарой, полуискусственной термопарой, естественной термопарой, оптическим методом и методом двух резцов—не совершенны и не лишены в отдельных случаях серьезных недостатков. Так, например, существенными недостатками методов искусственной и полуискусственной термопар является невозможность вывода спая термопары на самое важное и характерное место—режущую кромку и одновременно сложность изготовления резцов; метода естественной термопары—необходимость сложной градуировки резца ввиду зависимости э. д. с. от обрабатываемого материала и не совсем пропорционального изменения температуры с изменением термоэлектро-

движущей силы, наличие у некоторых сортов конструкционной стали инверсионной точки и т. д.; оптического метода—несовершенство тарировки прибора, делающее данный метод совершенно неприемлемым на практике.

Метод же двух резцов, ранее применявшийся только для исследования обрабатываемости металлов и впервые примененный нами для изучения влияния режимного поля и геометрии резца на температуру режущей кромки, будучи свободен от недостатков метода естественной термопары, имеет недостатки, заключающиеся в том, что необходимо работать одновременно двумя резцами с изоляцией хотя бы одного из них от резцовой державки [2].

Разнообразие в применяемых методах измерения температуры при резании вызвано в основном тем, что преимущества того или иного метода в отдельных конкретных случаях еще недостаточно изучены и не проведена их сравнительная оценка.

Для решения этой задачи в лаборатории резания металлов Грузинского Политехнического Института им. Кирова нами были проведены эксперименты с измерением температуры четырьмя методами: искусственной, полуискусственной и естественной термопарами и методом двух резцов.

Ввиду сравнительного характера экспериментов параметры режимного поля и геометрии резца были выбраны исходя из соображений удобства проведения экспериментов.

Обрабатываемый материал—осевая сталь с $\sigma_b = 51 \text{ кг/мм}^2$ и с содержанием углерода 0,3%. Резец—цельнокованный, из быстрорежущей стали РФ 1, был специально подготовлен для возможности измерения температуры методами искусственной термопары (рис. 1) и имел следующую геометрию:

$$\gamma = +10^\circ, \alpha = 6^\circ, \varphi = 50^\circ, r = 0; \lambda = 0.$$

Для измерения температуры методом двух резцов в паре с быстрорежущим работал резец с пластинкой из твердого сплава Т21К8, имеющий ту же геометрию.

Измерение электродвижущей силы методом естественной термопары и методом двух резцов не представляло затруднений, т. к. известно, что температура быстро достигает максимального значения, несколько уменьшаясь в дальнейшем, и затем сохраняет почти постоянное

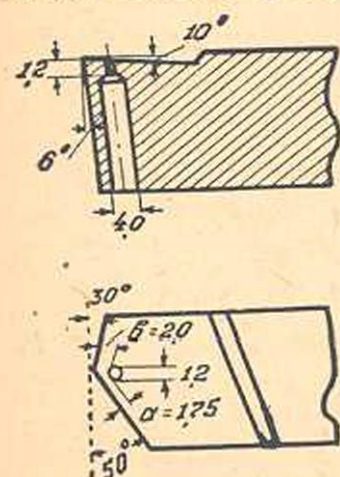


Рис. 1.

значение с течением времени. При измерении же электродвижущей силы методами искусственной и полуискусственной термопар, э. д. с. с течением времени, как это наглядно видно из работ проф. И. М. Беспрозванного, изменяется

Во избежание разнобоя в показаниях, ввиду изменения э. д. с. во времени, нами в основу был взят принцип равенства проходимого резцом пути, что сделало возможным сравнение полученных данных. Принятая методика измерения э. д. с. видна на рис. 2.

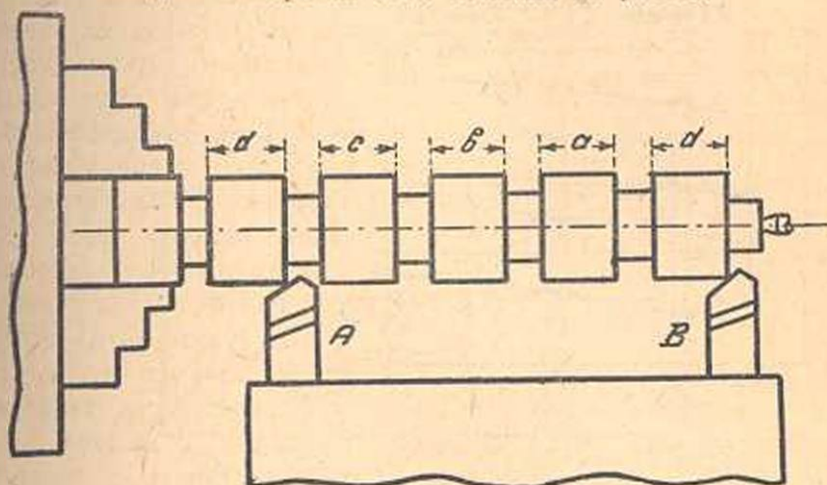


Рис. 2.

При прохождении пути „а“ резцом А измерялась э. д. с. искусственной термопарой медь-константан, при прохождении пути „в“ — полусинтетической термопарой константан — быстрорежущая сталь, „с“ — естественной термопарой и, наконец, когда резец А начинал резать участок „d“ и в работу вступал резец В, измерялась э. д. с. между двумя резцами. Такое измерение э. д. с. было выбрано как из соображений простоты измерения, так и потому, что в этом случае измерение можно проводить одним и тем же гальванометром.

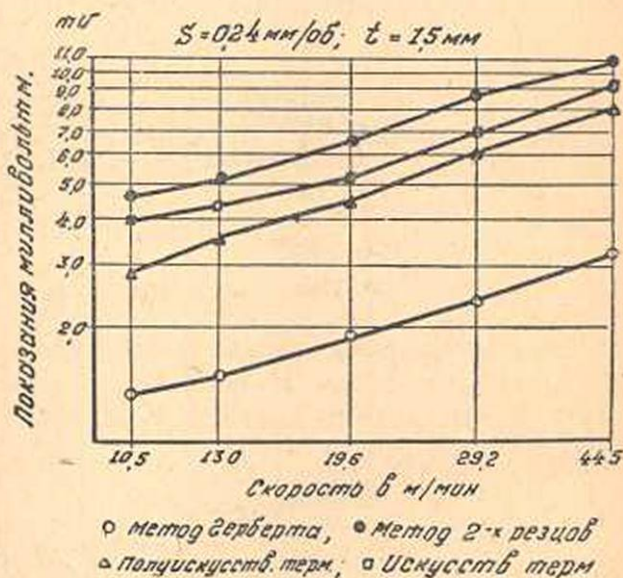
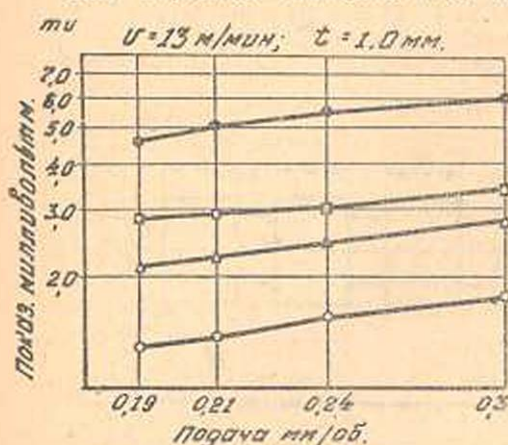


Рис. 3.

На рис. 3 в логарифмической сетке представлены полученные данные в милливольт-метрах для различных значений скоростей, а на рис. 4 — для различных значений подач.

На рис. 5 и 6 представлено то же самое, переведенное на температуру.

Для перевода значений э. д. с. на температуру при методах



○ Мет. Герберта; ○ Мет. 2-х резцов
 □ Искусств. терм.; □ Искусств. терм.

Рис. 4.

пары объясняется отсутствием градуировочной кривой для этого метода, но особой необходимости в этом и нет, т. к. существует строгая

искусственной и полусинтетической термопары, пользующейся имеющимися в литературе градуированными кривыми. Для метода же двух резцов была проведена специальная градуировка быстрорежущей стали—твердый сплав Т21К8 по трем точкам—точкам плавления олова, свинца и цинка [2].

Результаты градуировки представлены в таблице 1.

Зависимость температуры от э. д. с. из табл. 1 можно представить в виде: $t^{\circ} = 41,8 \text{ мВ} + 20$.

Отсутствие на рис. 5 и 6 метода естественной термо-

Таблица 1

№ п. п.	Градуировочная среда	Точка плавления	Показания в милливольт
1	Олово	232°	5,1
2	Свинец	327°	7,4
3	Цинк	419,5°	9,6

зависимость между электродвижущей силой, измеренной методом естественной термопары и методом двух резцов, приведенное в таблице 2, что должно привести и к совпадению градуировочных кривых.

Таблица 2

№ п. п.	v м/мин.	t мм	s мм/об.	Быстроре-зобидит (метод двух резцов)	Победит — болв.	Быстро-рез — болв.
1	12,4	1,0	0,3	3,5—3,6	2,5	1,05
2	16,1	1,0	0,3	4,4—4,5	3,1—3,2	1,3
3	33,4	1,0	0,3	7,4	5,4	2,0
4	37,8	1,0	0,3	7,75—7,8	5,5	2,25—2,3

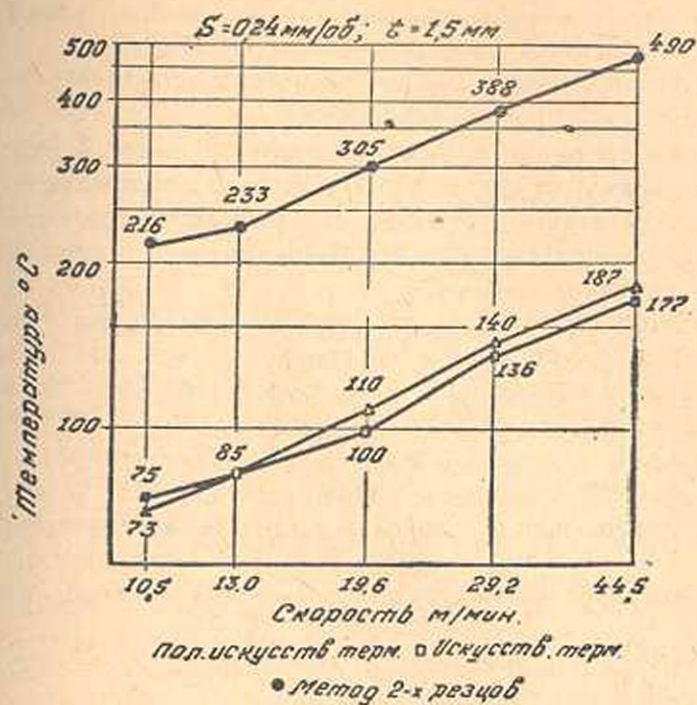


Рис. 5.

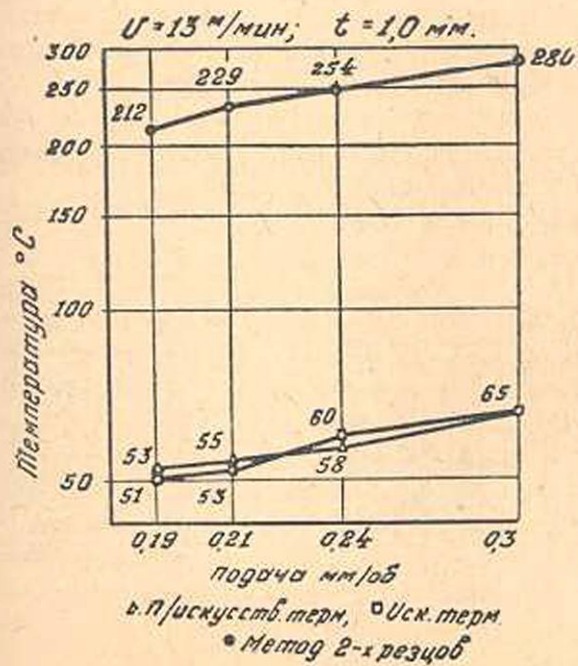


Рис. 6.

Зависимость температуры от скорости выразится так:

1. Метод искусственной термопары — $t^0 = 17,4v^{0,62}$
2. Метод полусинтетической термопары — $t^0 = 15v^{0,67}$,
3. Метод двух резцов — $t^0 = 45,5v^{0,64}$.

Зависимость же э. д. с. от скорости для метода естественной термопары выразится так: $E = 0,275v^{0,65}$, т. е. показатель степени тот же, что и в остальных случаях. Это говорит о том, что влияние скорости на температуру при измерениях э. д. с. всеми указанными способами оценивается одинаково.

Зависимость температуры (и э. д. с. для случая естественной термопары) от подачи выразится так:

1. Метод искусственной термопары $t^0 = 127 \cdot S^{0,55}$
2. Метод полусинтетической термопары $t^0 = 117 \cdot S^{0,46}$
3. Метод двух резцов $t^0 = 550 S^{0,50}$
4. Метод естественной термопары $E = 3,3 \cdot S^{0,57}$

Полученные данные позволяют сделать вполне определенные выводы:

1. Характер влияния скорости и подачи во всех случаях сохраняется.

2. Наибольшую температуру регистрирует метод двух резцов (а также метод естественной термопары).

3. Методы искусственной и полусинтетической термопар регистрируют одну и ту же температуру, что вполне закономерно, т. к. спай термопар подведен к одной и той же точке.

Данные, полученные при измерении температуры искусственной и полусинтетической термопар, приводят к выводу о значительном влиянии места расположения спаев термопары относительно режущих кромок на показания милливольтметра.

Для установления такой зависимости изменялось расстояние „b“ (рис. 1) путем последовательных заточек, а затем расстояние „a“, также последовательными заточками.

Полученные данные представлены в табл. 3 и 4.

Таблица 3

$Z =$	v	t	s	Расст.	Расст.	Тем-
$Z =$	м/мин	мм	мм/об	„a“	„b“	перат.
1	17	1,5	0,24	1,75	2,0	108
2	17	1,5	0,24	1,75	1,4	113
3	17	1,5	0,24	1,75	0,7	124
4	28	1,5	0,24	1,75	2,0	133
5	28	1,5	0,24	1,75	1,4	139
6	28	1,5	0,24	1,75	0,7	148

Таблица 4

$Z =$	v	t	s	Расст.	Расст.	Тем-
$Z =$	м/мин	мм	мм/об	„a“	„b“	перат.
1	17	1,5	0,24	0,7	1,75	124
2	17	1,5	0,24	0,7	1,35	138
3	17	1,5	0,24	0,7	0,65	157
4	17	1,5	0,24	0,7	0,35	169
5	28	1,5	0,24	0,7	1,75	147
6	28	1,5	0,24	0,7	1,35	167
7	28	1,5	0,24	0,7	0,65	186
8	28	1,5	0,24	0,7	0,35	197

Зависимость температуры от расстояний „а“ и „b“, как это видно из табл. 3, может быть представлена в виде

$$t^0 = C_1 - 10,3b$$

$$t^0 = C_2 - 27,7a, \quad \text{где}$$

C_1 и C_2 — суть функции скорости, подачи, глубины резания и т. д. Полученные результаты позволяют сделать следующие выводы:

1. Методы искусственной и полусинтетической термопар могут быть в основном применены только для примерного изучения температурного поля резца, ввиду затруднительности вывода спая термопары на режущую кромку.

2. Метод естественной термопары и метод двух резцов могут быть применены при изучении влияния режимного поля и геометрии инструмента на температуру режущей кромки.

3. При температурных исследованиях различных обрабатываемых материалов предпочтение нужно отдать методу двух резцов, как методу, не требующему переградуировки с изменением обрабатываемого материала.

Институт Строительных Материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР.

ЛИТЕРАТУРА

1. М. И. Клаушин — Скоростное резание металлов. Машгиз, Москва, 1947.
2. И. А. Тер-Азарьев — Кандидатская диссертация. Тбилиси, 1948.
3. И. М. Беспрозванный — Физические основы учения о резании металлов, Оборонгиз, Москва, 1941.

Ի. Ա. Տեր-Ազարեկ

ՄԵՏԱՂՆԵՐԻ ՄՇԱԿՄԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ ԿՏՐՈՂ ԷԶՐԻ ԱՌԱՋԱՑՐԱԾ ՋԵՐՄԱՍՏԻՃԱՆԻ ԳՆԱՀԱՏՄԱՆ ՄԻ ՔԱՆԻ ԱՌԱՆՁՆԱՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Մետաղների մշակման ժամանակ առաջացած ջերմությունը չափելու համար կան մի քանի եղանակներ, որոնք բոլորն էլ ունեն թերություններ:

Ներկա աշխատությունում բերված է գոյություն ունեցող չորս եղանակներով ստացված արդյունքների փորձնական ստուգումը, որը հնարավորություն է տալիս այս կամ այն կոնկրետ խնդրի լուծման դեպքում ընտրել կիրառվող եղանակներից ամենալավ արդյունք տվողը:

Միևնույն ժամանակ արժարժված է արհեստականորեն տեղադրված թերմոդույլի տեղադրման տեղի ազդեցությունը՝ չափվող ջերմաստիճանի վրա, որպես կոորդինատների առանցք ընդունելով հիմնական և երկրորդական եզրերը:

С. В. Лебедев

О механизме обработки металлов электронискровым способом

1. Установка для обработки металлов электронискровым способом состоит, по существу, из двух электродов—изделия и инструмента, подсоединенных к обкладкам конденсатора. Промежуток между электродами заполняется жидкостью, например маслом.

При повторяющихся разрядах конденсатора через жидкую прослойку происходит разрушение обоих электродов, причем в электроде изделий могут быть вынуты объемы нужной формы (схема 1).

Изобретатели этого способа обработки Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко пытаются объяснить причины разрушения электродов с точки зрения предлагаемой ими «теории инверсии электрической эрозии». Решающую роль они отводят действию на поверхность электродов искрового или дугового разряда. Именно, по основному положению теории инверсии дуга снимает материал только с катода, а искра только с анода.*

Такая точка зрения представляется мне неточной хотя бы уже потому, что при разряде в жидкой среде всегда разрушаются оба электрода.

Естественнее предположить, как это сделал еще в 1945 г. проф. А. Г. Иосифьян, что эрозия обусловлена тепловым действием тока.

Поставим себе задачу выяснить, каким был бы характер зависимости эрозии от свойств материала электродов и данных разряд-

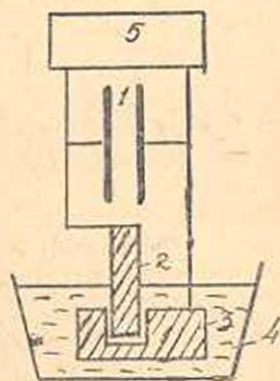


Схема 1.

1—Конденсатор. 2 и 3—инструмент и изделие, 4—жидкость, 5—питающее устройство.

* Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко—Электрическая эрозия металлов. Вып. 1, ГЭИ, 1944, и вып. 2, ГЭИ, 1946.

* Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко—Физика электронискрового способа обработки металлов. Изд. Министерства Электропромышленности, 1946.
Известия III, № 1—3

ного контура, если предположить, что основной причиной эффекта является выделение джоулева тепла в электродах, а характер разряда между ними определяет только распределение тока в их поверхностном слое.

Сопоставляя полученные результаты с экспериментальными данными, можно будет судить о том, в какой степени такие представления отражают истинный механизм явления эрозии.

2. Мы будем исходить из следующей идеализированной схемы:

К плоской поверхности электрода по некоторому каналу подводится ток I , разряжающий конденсатор. В электроде, вблизи места подхода к нему этого канала, создается большая плотность тока, вызывающего нагревание и плавление материала (схема 2).

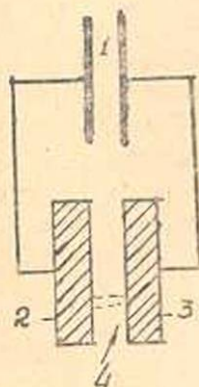


Схема 2.

1—Конденсатор. 2 и 3—электроды. 4—канал разряда.

Допустим сначала, что в интересующих нас объемах в толще электродов плотность тока настолько велика, что можно пренебречь изменением температуры материала за счет теплопроводности по сравнению с ее ростом за счет джоулева тепла.

Рассмотрим некоторый слой S внутри электрода, плотность тока в каждой точке которого одинакова. Площадь его поверхности также обозначим буквой S , а толщину dr . Поскольку единственной причиной изменения температуры материала считается нагревание его током, то для выделенного слоя можно написать:

$$\frac{I^2(t)\rho_0(1 + \alpha T)dr dt}{S} = S C_p d dr dT,$$

где I —сила тока, ρ_0 —удельное сопротивление при 0°C , α —температурный коэффициент сопротивления, T —температура, d —плотность, C_p —удельная теплоемкость, t —время.

Применив это уравнение к слою S_s , который к концу разряда конденсатора нагревается до температуры плавления, получим

$$\int_0^\tau I^2(t)dt = \frac{C_p d}{\alpha \rho_0} \ln \frac{1 + \alpha T_m}{1 + \alpha T_1} S_s^2 \quad (1)$$

Здесь τ —продолжительность разряда, T_m —температура плавления и T_1 —температура электрода перед началом разряда.

Из (1) находим:

$$S_s = \sqrt{\frac{D}{A}}, \quad (2)$$

где для краткости обозначено:

$$D = \int_0^{\tau} I^2(t) dt \quad \text{и} \quad A = \frac{C_p d}{\alpha \rho_0} \ln \frac{1 + \alpha T_m}{1 + \alpha T_1} \quad * \quad (3)$$

Если нас интересует слой S_e , который к концу разряда расплавится, то в (1) вместо τ нужно взять меньшее время τ_1 с таким расчетом, чтобы разрядный ток за время $\tau - \tau_1$ смог бы еще расплавить выделенный слой. Тогда в (1) вместо D следует подставить

$$\int_0^{\tau_1} I^2(t) dt = \int_0^{\tau} I^2(t) dt - \int_{\tau_1}^{\tau} I^2(t) dt, \quad \text{а вместо } S_e \text{ написать } S_e.$$

Последний интеграл найдем из условия, что для плавления слоя S_e необходима энергия

$$\lambda S_e d \tau = \frac{\rho_0(1 + \alpha T_m)}{S_e} d\tau \int_{\tau_1}^{\tau} I^2(t) dt,$$

где λ — скрытая теплота плавления, откуда

$$\int_{\tau_1}^{\tau} I^2(t) dt = \frac{\lambda S_e^2 d}{\rho_0(1 + \alpha T_m)} = BS_e^2 \quad (4)$$

Таким путем находим величину поверхности, отделяющей расплавившуюся часть электрода от твердой.

$$S_e = \sqrt{\frac{D}{A+B}} \quad * \quad (5)$$

При выводе формулы (5) предполагалось, что поверхность равной плотности тока S остается при разряде неизменной. В действительности это условие не выполняется, т. к. канал разряда между электродами будет расширяться в связи с нагреванием. В частности, в газовой среде площадка S_0 , через которую ток проходит из искрового промежутка в электрод, может настолько увеличиться за время разряда или сместиться в сторону, что ток переместится из данного участка в соседний прежде, чем материал успеет расплавиться. Однако в жидкой среде расширение и смещение канала разряда, вероятно, не будет настолько большим, чтобы формула (5) потеряла смысл.

Изменение распределения тока в электроде будет происходить также благодаря изменению удельного сопротивления материала при

* Величина A входит в аналогичной задаче о плавлении предохранителей. См. Liempt u. Vriend, Z. S. f. Phys., 93, 100, 1934 и 117, 18, 1941.

нагревании и плавлении. Именно, в точках, лежащих ближе к площадке S_0 , в которых проводник расплавится раньше, к концу разряда плотность тока будет падать, а в более удаленных точках нарастать за счет этого падения. По этой причине в действительности расплавившаяся область будет больше, чем вычисленная для неизменной S_e по формуле (5).

3. Для оценки эрозионного эффекта необходимо знать величину расплавившегося объема v . Чтобы найти v , исходя из (5), нужно знать форму поверхности S_e , зависящую от $S_0(t)$, т. е. от особенностей разряда между электродами. Ясно, что исходя из упрощенной схемы, не учитывающей этих особенностей, оценить величину объема v можно только очень грубо. Форма поверхностей, равной плотности тока, схематически представлена на схеме 3. Очевидно,



Схема 3.

что чем больше будет отношение $\frac{S_e}{S_0}$, тем глубже будет S_e и тем ближе будет v к объему полусферы, т. е.

$$v = a \left(\frac{S_e}{S_0} \right) \left(\frac{D}{A+B} \right)^{\frac{3}{4}}, \quad (6)$$

где функция $a \approx \frac{1}{3\sqrt{2\pi}}$, если $\frac{S_e}{S_0} \gg 1$ и

$a < \frac{1}{3\sqrt{2\pi}}$ при $\frac{S_e}{S_0} \approx 1$, причем случай газовой среды (перемещающаяся S_0) исключается. Более точные представления о форме поверхности S_e , очевидно, могут быть непосредственно получены экспериментальным путем.

4. Эффективность процесса эрозии определяется в конечном итоге той частью всего расплавившегося объема, которая выбрасывается из электрода

$$W = bv.$$

В соответствии с нашим исходным положением о решающей роли джоулева тепла мы предположим, что этот выброс связан с быстрым выделением большого количества энергии в расплавившемся материале, заключенном в ограниченном объеме. В таком случае величина „b“ должна быть тем больше, чем больше возрастает скорость выделения энергии при переходе через точку плавления, т. е. чем больше отношение удельных сопротивлений жидкого и твердого материала $\frac{\rho_e}{\rho_s}$. Кроме того, „b“ должна быть тем больше, чем более

глубокой является поверхность S_e , т. е. чем больше отношение $\frac{S_e}{S_0}$.

Учитывая предположения, сделанные относительно функций a и b и обозначив их произведение через g , напишем

$$W = g \left(\frac{D}{A+B} \right)^{3/4}, \quad (7)$$

причем функция g растет по мере роста каждого ее аргумента

$$g = g \left(\frac{\rho_c}{\rho_s}, \frac{S_c}{S_0} \right) \lesssim \frac{1}{3\sqrt{1\pi}}$$

Судя по форме образующихся на поверхности электрода лунок, форма поверхности S_c , характеризующаяся отношением $\frac{S_c}{S_0}$, вообще меняется не очень сильно. Поэтому следует ожидать, что g будет зависеть от $\frac{S_c}{S_0} = \frac{1}{S_0} \sqrt{\frac{D}{A+B}}$ значительно слабее, чем второй множитель в формуле (7).

5. Рассмотрим теперь роль теплопроводности в процессе эрозии:

Поскольку для тугоплавких материалов величина A сильно превосходит B и формулы (2) и (5) дают очень близкие результаты, мы рассмотрим только нагревание материала до температуры плавления, т. е. поправку к формуле (2).

Пренебрежение теплопроводностью, сделанное выше, законно до тех пор, пока увеличение энергии слоя за счет джоулева тепла много больше ее изменения благодаря теплопроводности.

Так как сила тока, разряжающего конденсатор, падает со временем, то все время разряда можно разбить на две части: от 0 до τ , пока ток имеет преобладающее значение, и от τ до ∞ , когда преобладает влияние теплопроводности. Момент τ определяется из условия

$$\frac{I^2(\tau)}{S^2} \rho(\tau) = |k \nabla^2 T(\tau)|, \quad (8)$$

где k — коэффициент теплопроводности.

Очевидно τ должно иметь различные значения для различных слоев S . Но нас интересует только тот слой S_s , который к моменту τ нагревается до температуры плавления. Поэтому в этом параграфе под слоем S мы будем подразумевать именно слой S_s , опуская для краткости значок s — малое.

Рассматривая быстрые разряды, при которых обе части равенства (8) практически все время сильно отличаются друг от друга по величине, мы примем, что для $t < \tau$ теплопроводность может не учитываться, а для $t > \tau$ прохождение тока практически не приводит к увеличению энергии слоя S . Но если при $t < \tau$ теплопроводность не имеет значения, то в течение первой половины разряда будет справедлива формула (2).

Таким образом, учет теплопроводности в формуле (2) будет выражаться в том, что под стоящим там временем τ нужно подразумевать теперь не полное время разряда конденсатора, а тот момент, после которого действие тока уже не имеет значения.

Чтобы ввести в формулу (2) вместо этого неизвестного времени полное время разряда, напишем:

$$\int_0^{\infty} I^2(t) dt = \int_0^{\tau} I^2(t) dt + \int_{\tau}^{\infty} I^2(t) dt \quad (9)$$

Величину последнего интеграла можно оценить, приняв, что в конце разряда ток изменяется так же, как и при разряде конденсатора через постоянное сопротивление**.

$$\text{Тогда} \quad \int_{\tau}^{\infty} I^2(t) dt = I^2_0 \int_{\tau}^{\infty} e^{-\frac{2t}{RC}} dt = \frac{RC}{2} I^2(\tau), \quad (10)$$

где R некоторое среднее значение сопротивления всей цепи, а C — емкость конденсатора.

По условию (8) для момента плавления τ имеем:

$$I^2(\tau) = S^2 \frac{K}{\rho_0(1+\alpha T_m)} \nabla^2 T(\tau) \quad (8^*)$$

Подставив (8*) в (10), получим

$$\int_{\tau}^{\infty} I^2(t) dt = \frac{RCKS^2}{2\rho_0(1+\alpha T_m)} \nabla^2 T(\tau) \quad (11)$$

Для определения $\nabla^2 T(\tau)$ можно воспользоваться уравнением (1), т. к. для $t \leq \tau$ теплопроводность нами не учитывается. Из (1), положив $T_1=0$, находим

$$\left. \begin{aligned} T(t) &= \frac{e^{-\frac{\alpha \rho_0}{C_p S^2 d} \int_0^t I^2(t) dt}}{\alpha} - \frac{1}{\alpha} ; \quad \nabla T(t) = \frac{\rho_0(1+\alpha T)}{C_p d} \int_0^t I^2(t) dt \nabla \frac{1}{S^2} \\ \nabla^2 T(t) &= \frac{\rho_0(1+\alpha T)}{C_p d} \left[\nabla^2 \frac{1}{S^2} + \frac{\alpha \rho_0}{C_p d} \left(\nabla \frac{1}{S^2} \right)^2 \int_0^t I^2(t) dt \right] \int_0^t I^2(t) dt \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

* В дальнейшем полное время разряда будем обозначать символом ∞ .

** При такой оценке ошибка будет не очень велика, т. к. постоянное паразитное сопротивление подводки и конденсаторов составляет значительную часть полного сопротивления контура (2) во время разряда.

Чтобы найти $\nabla \frac{1}{S^2}$ и $\nabla^2 \frac{1}{S^2}$, допустим, что S является поверхностью полусферы радиуса r , т. е.

$$S = 2\pi r^2. \quad (13)$$

В этом случае

$$\left. \begin{aligned} \left(\nabla \frac{1}{S^2} \right)^2 &= \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{S^2} \right) \right]^2 = \frac{4}{S^6} \left(\frac{\partial S}{\partial r} \right)^2; \\ \nabla^2 \frac{1}{S^2} &= \frac{\partial^2}{\partial r^2} \left(\frac{1}{S^2} \right) + \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{S^2} \right) = \frac{6}{S^4} \left(\frac{\partial S}{\partial r} \right)^2 - \frac{2\partial^2 S}{S^3 \partial r^2} - \frac{4}{r S^3} \frac{\partial S}{\partial r} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Воспользовавшись (13), найдем

$$\left(\nabla \frac{1}{S^2} \right)^2 = \frac{32\pi}{S^6} \quad \text{и} \quad \nabla^2 \frac{1}{S^2} = \frac{24\pi}{S^3}. \quad (15)$$

Подставив (15) в (12) для $t = \tau$, а затем (12) в (11), получим

$$\int_0^\infty I^2(t) dt = \frac{4\pi RCK}{C_p d} \left(\frac{3}{S} + \frac{4\alpha\rho_0}{S^3 C_p d} \int_0^\tau I^2(t) dt \right) \int_0^\tau I^2(t) dt. \quad (16)$$

Приняв во внимание, что для интегралов, стоящих в правой части (16), справедлива формула (1), и подставив (16) в (9), находим:

$$AS^2 + \frac{4\pi RCK}{C_p d} \left(3 + 4 \frac{\alpha\rho_0}{C_p d} A \right) AS - \int_0^\infty I^2(t) dt = 0 \quad (17)$$

Введем обозначение:

$$\frac{2\pi K}{C_p d} \left(3 + 4 \frac{\alpha\rho_0}{C_p d} A \right) \sqrt{A} = m \quad (18)$$

и заметим, что эта величина зависит только от свойства материала электрода.

Итак,

$$S = \frac{-mRC\sqrt{A} + \sqrt{m^2 R^2 C^2 A + A \int_0^\infty I^2(t) dt}}{A} \quad (19)$$

Из (19) видно, что теплопроводность (K) не будет сказываться на величине S в том случае, когда

$$\left(\int_0^\infty I^2(t) dt \right)^{1/2} \gg mRC. \quad (20)$$

При этом (19) переходит в формулу (2).

Условие (20), определяющее выгодный режим работы схемы 2, можно преобразовать, приняв, что ток падает по показательному закону.

$$\text{Тогда} \quad \int_0^{\infty} I^2(t) dt = I_0^2 \int_0^{\infty} e^{-\frac{2t}{RC}} dt = \frac{RC I_0^2}{2} = \frac{C \varphi^2 R}{2 R_0^2}.$$

Здесь R_0 — начальное сопротивление контура 2, а φ — начальное напряжение на конденсаторе.

Подставив это выражение в (20) и считая $R_0 \approx R$, получим:

$$\frac{\varphi}{m \sqrt{2CR^3}} \gg 1. \quad (20^*)$$

Такой характер зависимости понятен из самых простых соображений. Действительно, теплопроводность сильнее сказывается при слабых токах. Поэтому выгодно работать с такими схемами, в которых разряд конденсатора с данной энергией осуществляется сильным током, т. е. при больших φ и малых R и C .

В противоположность этому Б. Р. и Н. И. Лазаренко считают, что уменьшение эффекта при замедлении процесса разряда происходит не из-за теплопроводности, а потому, что затянувшийся разряд переходит из искровой в дуговую форму. Поэтому разрушение анода (изделия) прекращается и начинается разрушение катода (инструмента). Заметим, что в случае повторяющихся разрядов конденсатора увеличение теплопроводности электродов понизит начальную температуру T_1 , что тоже приведет к уменьшению их разрушения.

6. Подводя итоги полученным результатам, рассмотрим получившуюся из принятых исходных положений зависимость эффекта от различных факторов и укажем единицы, для которых составлены наши формулы.

Выразив в (7) (как в 20) интеграл D через начальную энергию конденсатора $E = \frac{C\varphi^2}{2}$, перепишем выражение для объема W в виде

$$W = g \left(\frac{E}{R(A+B)} \right)^{\frac{3}{4}} \quad (7^*)$$

а) Зависимость эрозии от материала электрода

Объем $W(\text{см}^3)$ растет с ростом удельного сопротивления электрода ρ (ом. см) и отношения его удельных сопротивлений $\frac{\rho_e}{\rho_s}$ в точке плавления. W падает с ростом температуры плавления элект-

трода T_m ($^{\circ}\text{C}$), его удельной теплоемкости C_p $\left(\frac{\text{джоуль}}{\text{грамм-градус}}\right)$, теплоты плавления λ $\left(\frac{\text{джоуль}}{\text{грамм}}\right)$ и плотности d $\left(\frac{\text{грамм}}{\text{см}^3}\right)$.

Роль этих характеристик материала видна из формул (7*), (3), (4) и (7).

Перечисленные формулы получены при условии, что потерями на теплопроводность можно пренебречь. Кроме того, мы считали распределение тока в электроде неизменным, в результате чего для жидкой среды вычисленный объем W должен получиться меньше истинного. Для газовой среды наши формулы вообще не применимы.

б) Влияние среды, заполняющей промежуток между электродами

Для наибольшего эрозионного эффекта среда должна быть такой, чтобы канал разряда в ней имел возможно меньшее сечение и чтобы он не мог заметно перемещаться за время опыта.

Одинаковое качественно и несколько различное количественно разрушение катода и анода может быть объяснено тем, что канал разряда имеет различное сечение $S_0(t)$ у анода и катода. Поэтому форма поверхности S_0 у анода и катода также несколько различна, т. е. различны и величины g в формуле (7*).

в) Зависимость от электрических данных разрядного контура

Объем W возрастает при увеличении начального напряжения φ (вольт) и емкости C (фарад) конденсатора и падает при увеличении сопротивления контура $R(\text{ом})$.

При условии, что потери на теплопроводность малы, характер этой зависимости виден из формулы (7*), где $E = \frac{C\varphi^2}{2}$ — начальная энергия конденсатора, причем величина g несколько возрастает с ростом E и падает с ростом R .

г) Условие эффективной работы эрозионной схемы 2

Потери на теплопроводность малы, если

$$\frac{\varphi}{m\sqrt{2R^3C}} \gg 1 \quad (20^*)$$

Это условие означает, что конденсатор должен разряжаться достаточно сильным током. Здесь величина m (см. формулу 18)

определяется свойствами материала электрода, K — коэффициент теплопроводности $\left(\frac{\text{ватт}}{\text{см} \cdot \text{градус}} \right)$.

Как видно из (20*), относительные потери на теплопроводность падают при возрастании φ и растут с возрастанием C и, в особенности, R .

д) Эмпирическая формула (для выгодного режима)

Поскольку W зависит от параметров контура и материала электродов только через $S_e = \sqrt{\frac{E}{R(A+B)}}$, естественно попытаться представить (7*) в виде

$$W = f \left(\frac{\rho_e}{\rho_s} \right) \left(\frac{E}{R(A+B)} \right)^b, \quad (21)$$

включив неизвестную зависимость g от S_e в показатель b , который можно определить экспериментально.

Заметим еще, что приближенные формулы (6), (7*), (21) останутся без изменения для любого вида разрядного тока (если, конечно, можно не учитывать потери на излучение), т. к. для среднего значения полного сопротивления контура R всегда имеем:

$$D = \int_0^{\infty} I^2(t) dt = \frac{1}{R} \int_0^{\infty} I^2(t) R(t) dt = \frac{E}{R}.$$

Однако вид условия применимости перечисленных формул изменится. В частности, если конденсатор разряжается колебательно, причем период колебаний много меньше продолжительности разряда,

$$\text{то} \quad I = I_0 e^{\frac{Rt}{2L}} \sin \frac{t}{\sqrt{CL}},$$

где L — коэффициент самоиндукции (в генри).

В этом случае вместо соотношений (10), (20) и $I_0 = \frac{\varphi}{R}$ получим соответственно:

$$\int_0^{\infty} I^2(t) dt = \frac{L}{R} I^2(\tau), \quad \sqrt{D} = I_0 \sqrt{\frac{L}{2R}} \gg \frac{2mL}{R} \text{ и } I_0 = \varphi \sqrt{\frac{C}{L}}.$$

Поэтому условие (20*) примет вид:

$$\frac{\varphi}{2mL} \sqrt{\frac{RC}{2}} \gg 1.$$

7. Сопоставим полученные результаты с экспериментальными данными, считая разряд конденсатора аperiodическим.

Пример 1. Проверим условие выгодного режима (20*). Для этого найдем то значение сопротивления контура, при котором в заданных условиях опыта разрушение электрода должно быть эффективным.

По (18) находим для меди $m \approx 2 \cdot 10^6$ и для никеля $m \approx 1,5 \cdot 10^6$. Если $c = 100$ мф и $\varphi = 200$ вольт, то из (20*) получим, что теплопроводность не должна практически уменьшать объем W , пока $R \ll 0,04 \Omega$ в случае меди и $R \ll 0,2 \Omega$ в случае никеля.

По измерениям Лазаренко при этих значениях C и φ для меди введение в разрядный контур дополнительного сопротивления $\Delta R = 0,25 \Omega$ уменьшает объем W примерно в 2 раза, а $\Delta R = 0,02$ уменьшает W всего на 5–10%*. Отсюда видно, что значения R , отвечающие установленным практикой выгодным режимам для схемы 2, действительно не превосходят сотых долей ома.

Пример 2. Как показывает пример 1, при $\varphi = 200$ вольт и $C = 100$ мф формула (6) применима для меди при $R \ll 0,04 \Omega$ для никеля при $R \ll 0,2 \Omega$. В таблице 1 приведены количества плавящегося при разряде вещества $[Vd]$ в граммах, полученные по формуле (6) (при $a = \frac{1}{3\sqrt{2\pi}}$ и $D = \frac{C\varphi^2}{2R}$), а также величины Wd , экспериментально найденные Лазаренко при тех же C и φ .

Таблица 1

$R\Omega$	Cu	Ni	
0,001	$6 \cdot 10^{-5}$	$14 \cdot 10^{-5}$	Vd <i>зр</i> вычислено по (6)
0,01	$1 \cdot 10^{-5}$	$2,5 \cdot 10^{-5}$	
—	$5,0 \cdot 10^{-5}$	$4,9 \cdot 10^{-5}$	Wd <i>зр</i> измерено (Лазаренко)

В опытах Лазаренко величина сопротивления R не указана, однако она, вероятно, не превосходит $10^{-2} - 10^{-3} \Omega$, т. к. в схеме имеются только паразитные сопротивления. Из таблицы 1 видно, что вычисленная величина плавящегося объема V оказывается того же порядка, как измеренная величина выброшенного $W = bV$.

Пример 3. Результаты измерений Лазаренко, использованные выше для оценки порядка величины W , не годятся для определения зависимости W от свойств материала электродов, потому что в этих опытах не учитывается изменение $I(t)$ при переходе от одного материала к другому.

Для проверки этой зависимости воспользуемся результатами опытов инженера А. А. Пик-Пичака (институт, где директором проф. Иосифьян).

* Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко—Физика электроискрового способа обработки металлов, стр. 63. Результаты измерений Лазаренко, на которые мы ссылаемся ниже, взяты из этой же книги.

Опыты Пик-Пичака были сделаны на переменном токе, причем один электрод был из одного материала, а другой из другого. Таким образом в электродах, состоящих из различных материалов, протекал один и тот же ток $I(t)$.

Эрозия велась „бесконтактным способом“, т. е. электроды непрерывно сближались по мере их разрушения. Число разрядов точно не регистрировалось.

Рассмотрим сначала формулу (21), которую мы назвали эмпирической, т. к. имели в виду определить „б“ по экспериментальным данным.

В таблице 2 выписаны отношения объемов, отделяющихся от электродов, состоящих из различных материалов, по данным Пик-Пичака, и соответствующие величины, найденные по формуле (21) при $b=1$. Проверим отдельно зависимость W от $A+B$ и от $\frac{\rho_c}{\rho_s}$. Верхняя часть таблицы 2 относится к нормальным металлам, для каждого из которых $\frac{\rho_c}{\rho_s} \approx 2$. Поэтому для этой части таблицы

$$\frac{f_1}{f^2} = \frac{f(2)}{f(2)} = 1$$

Сравнивая третью графу этой части таблицы со второй, замечаем, что при $b=1$ формула (21) качественно верно описывает зависимость W от свойств материала электродов (от $A+B$). Особенно близкое совпадение получается для величин, поставленных в скобках, при вычислении которых A было взято по экспериментальным данным Liempt-a и Vriend-a (см. табл. 3).

В нижней части таблицы 2 приведены данные для Bi , для которого $\frac{\rho_c}{\rho_s} = 0,43$. Согласно сказанному в п. 4 в этом случае следует ожидать меньших значений g , b и f по сравнению с нормальными металлами. В частности, $\frac{f_{Bi}}{f_{sn}} = \frac{f(0,43)}{f(2,1)}$ должно быть меньше единицы, что подтверждается данными графы 2.

Если наши представления о механизме явления верны, то, сравнивая верхнюю и нижнюю части этой таблицы, мы можем заключить, что часть расплавленного объема, отрывающаяся от электрода, очень сильно уменьшается при уменьшении отношения $\frac{\rho_c}{\rho_s}$, а именно

$$\frac{f(2,1)}{f(0,43)} \approx 10-15.$$

В таблице 3 выписаны величины $\frac{\rho_c}{\rho_s}$ для чистых металлов, а

также значения A и B , приближенно вычисленные по формулам (3) и (4) для средних значений α и C_p . В последней графе даны значения величины A , экспериментально найденные Liempr-ом и Vriend-ом*.

Таблица 2

Металл 1 Металл 2	$\frac{W_1}{W_2}$ Измере- но (Пик- Пичак)	$\frac{W_1 f_2}{W_2 f_1} = \frac{A_2 + B_2}{A_1 + B_1}$
$\frac{Ni}{Cu}$	5	31 (4,1)
$\frac{Zn}{Cu}$	12	6,5 (11,7)
$\frac{Sn}{Cu}$	36	24 —
$\frac{Bi}{Cu}$	24	260 —
$\frac{Bi}{Sn}$	0,7	11 —

A и B подсчитаны по (3) и (4). Для скобок A по Liempr'y и Vriend'y, B по (4).

Таблица 3

Металл	$\frac{\rho_e}{\rho_s}$	$B \cdot 10^{-6}$ по (4)	$A \cdot 10^{-6}$ по (3)	$A \cdot 10^{-6}$ по L и V
Cu х.ч.	2,07	160	830	1000
Ni х.ч.	1,9	50	280	234
Sn х.ч.	2,1	20	22	—
Zn х.ч.	2,09	50	100	46
Zn + 1,8% Pb	—	—	—	53
Zn технич(?)	—	—	—	200
Bi х.ч.	0,43	2	1,7	—

Пример 4. По измерениям Лазаренко при работе схемы 2 в выгодном режиме объем W линейно растет с ростом емкости конденсатора, т. е. с ростом его начальной энергии. Формула (21) в этом случае применима, чтобы получить согласие с опытом, в ней следует положить $b=1$. Таким образом, по зависимости эффекта как от начальной энергии конденсатора, так и от свойств материала электродов, мы находим одно и то же значение $b=1$.

Рассмотрим теперь, как согласуются с опытом формулы (7) и (7*), которые не содержат постоянных, определяемых из опыта. Эти формулы не могут быть точными в количественном отношении, т. к. мы стремились выделить только наиболее характерные для теплового действия тока черты явления и не учитывали ряда важных деталей. В частности, не зная деталей процесса в искровом промежутке, мы не могли количественно найти распределение тока в электродах; не имея четких представлений о механизме выброса расплавленного материала, мы не могли определить величины $b = \frac{W}{V}$.

Эти стороны явления, о которых мы могли сделать только самые грубые качественные высказывания, отражены в функции g , тогда как основные зависимости, характерные для теплового действия тока, до начала выброса описываются вторым множителем в формуле (7*).

Сделанные нами предположения о виде функции g по сути де-

* См. своску на стр. 33.

ла сводились к тому, что g зависит от двух аргументов $\frac{\rho_c}{\rho_s}$ и $\frac{S_c}{S_0}$, причем зависимость от первого аргумента отражает как процесс нагревания и плавления материала, так и процесс его выброса. Однако, поскольку при работе в жидкой среде при выгодном режиме форма образующихся лунок в различных случаях оказывается почти одинаковой, мы считали, что зависимость g от $\frac{S_c}{S_0}$ не может сильно сказываться на величине W . Эти предположения очень важны для полученных результатов. Действительно, формулы (7) и (7*) имеют смысл только в том случае, если зависимость W от $\frac{D}{A+B} = S_c^2$ в основном определяется найденным нами в явном виде множителем $\left(\frac{D}{A+B}\right)^{3/4}$, тогда как неизвестная нам зависимость g от $\frac{D}{A+B}$ имеет для величины W только второстепенное значение. Сопоставив (7*) с опытными данными, мы можем выяснить—выполнено ли это требование в действительности.

Для этого используем качественно правильную при $b=1$ формулу (21). Так как правые части (7*) и (21) по определению равны друг другу:

$$g\left(\frac{\rho_c}{\rho_s}, \frac{S_c}{S_0}\right) \left(\frac{D}{A+B}\right)^{3/4} = f\left(\frac{\rho_c}{\rho_s}\right) \frac{D}{A+B},$$

то при данном виде второго множителя в (7*) на основании опыта (при $b=1$ формула (21) качественно верна) находим:

$$g\left(\frac{\rho_c}{\rho_s}, \frac{S_c}{S_0}\right) = f\left(\frac{\rho_c}{\rho_s}\right) \left(\frac{D}{A+B}\right)^{1/4}.$$

Следовательно, зависимость W от $\frac{D}{A+B}$ в основном определяется множителем $\left(\frac{D}{A+B}\right)^{3/4}$, вид которого непосредственно вытекает из принятых нами исходных положений. Множитель же g дает для этой зависимости качественно не особенно существенную поправку

$$\left(\frac{D}{A+B}\right)^{1/4}.$$

Таким образом, найденный нами характер зависимости W от свойств материала электродов и от вида разрядного тока подтверждает предположение, что в процессе нагревания и плавления материала электрода решающая роль принадлежит джоулеву теплу. Если бы энергия сообщалась разрушающимся участкам электродов другим путем, например, как полагают Б. Р. и Н. И. Лазаренко, путем бомбардировки поверхности электрода носителями электричества со стороны искрового промежутка, то величина объема W иначе зави-

села бы от свойств материала электрода и, в частности, от его электропроводности.

Зависимость g от $\frac{\rho_e}{\rho_s}$, согласно нашему исходному положению, характеризует собой процесс выброса расплавленного металла. Как уже отмечалось при обсуждении данных таблицы 2, мы можем заключить, что эффективность выброса сильно зависит от величины отношения $\frac{\rho_e}{\rho_s}$. Это обстоятельство подтверждает сделанные пред-

положения о причинах выброса и в частности указывает, что процесс выброса также определяется прохождением тока внутри металла и связан с изменением его электропроводности при плавлении.

Итак, экспериментальные данные, приведенные в примерах 1—4, показывают, что характер зависимости эффекта эрозии от свойств материала электродов и от данных разрядного контура, вытекающий из предположения о решающей роли джоулева тепла, качественно согласуется с экспериментальными данными.

В заключение я хочу поблагодарить члена-корреспондента АН Армянской ССР проф. Иосифьяна за постоянное внимание и содействие в настоящей работе.

Я благодарен также инженеру А. А. Пик-Пичаку за предоставленные им материалы.

Ս. Վ. Լեբեդև

ՄԵՏԱՂՆԵՐԻ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՅԾԱՅԻՆ ՄՇԱԿՄԱՆ ՄԵԽԱՆԻԶՄԻ ՄԱՍԻՆ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Մետաղների էլեկտրականության մշակման սարքավորումը հիմնականում բաղկացած է 2 էլեկտրոդներից (մշակվող նյութից և մշակող գործիքից), որոնք ղեկավարված են հեղուկի մեջ և միացված են կոնդենսատորին՝ կոնդենսատորի կրկնվող պարպումները փայտաշում են էլեկտրոդները, ընդ որում էլեկտրոդ-մշակվող նյութից կարելի է անջատել նրա ցանկացած ծավալը:

Մետաղների էլեկտրականության մշակման մեթոդի դյուտարարները մշակման տեխնոլոգիայի մեջ վճռական դերը վերագրում են կայծային և աղեղային պարպման աղղեցությունը՝ էլեկտրոդների մակերեսի վրա:

Հաղվածի հեղինակը էլեկտրատեղիայի էֆեկտը վերագրում է հոսանքի թերմիկ գործողությանը: Իր այս դրույթը նա ապացուցում է հողվածում:

Л. Б. Буянтян

Расчет железобетонного трубопровода с внутренней металлической рубашкой на внутреннее давление, температуру и усадку

В гидротехнике напорные железобетонные трубопроводы обыкновенно применяют при напорах до 25—30 м и, как максимум, 50 м.

При больших напорах возникают затруднения, связанные с увеличением водопроницаемости бетона и существенным возрастанием толщины стенок из-за небольшой сопротивляемости бетона растяжению. Для увеличения диапазона применяемости железобетонных трубопроводов внутренняя поверхность последних бронируется металлической рубашкой из листового железа. Кроме того, такая конструкция возможна и при усилении существующих металлических трубопроводов железобетонной рубашкой.

В связи с вышеизложенным становится ясным актуальность вопроса расчета такого трубопровода на внутреннее давление, температуру и усадку. При этом необходимо рассмотреть два возможных случая работы бетона:

1. до появления трещин в бетоне, когда все сечение трубы работает совместно;
2. после появления трещин в бетоне, когда последний уже не работает на растяжение и растягивающие усилия полностью воспринимаются металлической броней и арматурой.

В обоих случаях вывод расчетных формул дается на основе рассмотрения упругих деформаций отдельных составных частей трубопровода.

1. Бетон работает на сжатие и растяжение

Пусть дано кольцо, состоящее из внутренней металлической рубашки радиуса a и толщиной δ_1 , первого бетонного кольца с внутренним и наружным радиусами a и b , первого ряда арматуры с радиусом центра тяжести сечения арматуры b и приведенной толщиной $\delta_2 = \frac{f_1}{1}$, второго бетонного кольца с радиусами внутренней и наружной поверхностей b и c , второго ряда арматуры с радиусом центра тяжести арматуры c и приведенной толщиной $\delta_3 = \frac{f_2}{1}$.

Для того, чтобы не усложнять расчетные формулы, мы условно считаем второй ряд арматуры расположенным на поверхности трубы.

Пусть далее в таком многослойном кольце имеется внутреннее гидростатическое давление p , а температура внутренней и наружной поверхностями кольца будут T_1 и T_2 .

Ввиду симметричности деформаций на контактных поверхностях колец возникнут только нормальные усилия p_1, p_2, p_3 и p_4 (см. рис. 1.).

Закон изменения температуры по толщине кольца принимаем линейным, т. е. температура в любой точке кольца с радиусом r будет равна:

$$T_r = t_1 + k(r - a), \quad (11)$$

где $t_1 = T_1 - T_0$ — приращение температуры внутренней поверхности трубы от температуры замыкания,

$$k = \frac{T_2 - T_1}{c - a} \quad \text{— перепад}$$

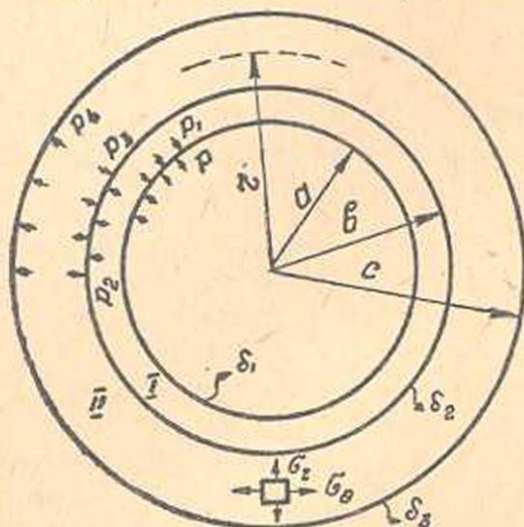


Рис. 1. Усилия p_1, p_2, p_3 и p_4 указаны для железа; для бетона будут иметь обратное направление.

температуры на единицу толщины всего кольца.

При желании можно принять другой закон изменения температуры по толщине кольца, что не изменит в принципе ход расчета.

Необходимые уравнения для определения p_1, p_2, p_3 и p_4 получим из условия совместности деформаций, от температуры и усилий p_i , отдельных колец в точках их контакта.*

Обозначим деформации радиуса металлических колец через $u_r^{(p)}$ — от усилий p_i и $u_r^{(t)}$ — от температуры, $u_{\delta_1 r}^{(p)}$ и $u_{\delta_1 r}^{(t)}$ — первого бетонного кольца от давления и температуры и то же $u_{\delta_2 r}^{(p)}$, $u_{\delta_2 r}^{(t)}$ для второго бетонного кольца. Получим 4 уравнения совместности деформаций:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(p)} + u_a^{(t)} &= u_{\delta_1 a}^{(p)} + u_{\delta_1 a}^{(t)} \\ u_b^{(p)} + u_b^{(t)} &= u_{\delta_1 b}^{(p)} + u_{\delta_1 b}^{(t)} \\ u_b^{(p)} + u_b^{(t)} &= u_{\delta_2 b}^{(p)} + u_{\delta_2 b}^{(t)} \\ u_c^{(p)} + u_c^{(t)} &= u_{\delta_2 c}^{(p)} + u_{\delta_2 c}^{(t)} \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

* Здесь и в последующем рассматривается плоская задача.

Перейдем теперь к определению деформаций.

Приближенное решение задачи Ляме, основанное на теории цилиндрической оболочки и данное акад. Б. Г. Галеркиным [1], приводит к следующим формулам для определения нормальных напряжений в толстом кольце:

$$\sigma_r^{(p)} = \frac{p_n a_{n-1} - p_n' a_n}{r \ln \frac{a_n}{a_{n-1}}} \quad \text{и} \quad \sigma_r^{(p)} = - \frac{p_n a_{n-1}}{r} = \frac{p_n a_{n-1} - p_n' a_n}{r \ln \frac{a_n}{a_{n-1}}} \ln \frac{r}{a_{n-1}} \quad (1.3)$$

и радиального перемещения:

$$u^{(p)} = \frac{1-\nu^2}{E} \cdot \frac{p_n a_{n-1} - p_n' a_n}{\ln \frac{a_n}{a_{n-1}}}, \quad (1.4)$$

где $\ln$ — натуральный логарифм, E и ν модуль нормальной упругости и коэффициент Пуассона материала.

Эти приближенные формулы дают достаточную для целей практики точность [1] и значительно упрощают расчетные формулы в случае многослойного кольца.

Нормальные напряжения и деформация радиуса кольца от воздействия температуры для толстого кольца определяются по формулам [2]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta^{(t)} &= \frac{\alpha E}{2(1-\nu)} \left[\left(1 + \frac{a_{n-1}^2}{r^2} \right) (T_{cp} - T_{rcp}) + 2(T_{rcp} - T_r) \right] \\ \sigma_r^{(t)} &= \frac{\alpha E}{2(1-\nu)} \left(1 - \frac{a_{n-1}^2}{r^2} \right) (T_{cp} - T_{rcp}) \\ u^{(t)} &= (1+\nu) \alpha r \left[T_{rcp} - \frac{1-2\nu + \frac{a_{n-1}^2}{r^2}}{1-\nu} \cdot \frac{T_{cp} - T_{rcp}}{2} \right], \end{aligned} \right\} \quad (1.5)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{где} \quad T_{cp} &= \frac{2}{a_n^2 - a_{n-1}^2} \int_{a_{n-1}}^{a_n} T_r r dr \\ T_{rcp} &= \frac{2}{r^2 - a_{n-1}^2} \int_{a_{n-1}}^r T_r r dr \end{aligned} \right\} \quad (1.6)$$

* В аналогичной формуле в статье (2) Мелещенко и Можевитанова допущена ошибка.

Принимая во внимание (1.1), (1.6) может быть представлено в виде:

$$\left. \begin{aligned} T_{cp} &= t_1 - \kappa a + \frac{2\kappa}{3} \cdot \frac{a_n^3 - a_{n-1}^3}{a_n^2 - a_{n-1}^2} \\ T_{rcp} &= t_1 - \kappa a + \frac{2\kappa}{3} \cdot \frac{r^3 - a_{n-1}^3}{r^2 - a_{n-1}^2} \end{aligned} \right\} \quad (1.7)$$

Применяя формулы (1.4) и (1.5) для первого и второго бетонных колец и учитывая (1.7), получим:

а) для первого бетонного кольца

$$u_{\sigma_1 a}^{(p)} = u_{\sigma_1 b}^{(p)} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_6} \cdot \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{a}{b}} \quad (1.8)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{\sigma_1 a}^{(t)} &= (1 + \nu_1) \alpha_1 a \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \right] \\ u_{\sigma_1 b}^{(t)} &= (1 + \nu_1) \alpha_1 b \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+a} - a \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (1.9)$$

б) для второго бетонного кольца

$$u_{\sigma_2 b}^{(p)} = u_{\sigma_2 c}^{(p)} = \frac{1 - \nu_2^2}{E_6} \cdot \frac{p_2 b - p_4 c}{\ln \frac{c}{b}} \quad (1.10)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{\sigma_2 b}^{(t)} &= (1 + \nu_2) \alpha_2 b \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \\ u_{\sigma_2 c}^{(t)} &= (1 + \nu_2) \alpha_2 c \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (1.11)$$

где $t_2 = T_2 - T_0$ — изменение температуры наружной поверхности от температуры замыкания T_0 .

Для металлической оболочки и арматуры применим формулы для тонких цилиндрических оболочек. Тогда деформации от усилий p_i выражаются так:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(p)} &= \frac{(p - p_1) a^2}{E \delta_1} \\ u_b^{(p)} &= \frac{(p_1 - p_2) b^2}{E \delta_2} \\ u_c^{(p)} &= \frac{p_2 c^2}{E \delta_3} \end{aligned} \right\} \quad (1.12)$$

Для определения деформаций от температуры применим третью формулу (1.5) считая, что $T_{ср} = T_{гср}$ и что температура по толщине постоянна. Тогда:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(1)} &= (1+\nu) \alpha a t, \\ u_b^{(1)} &= (1+\nu) \alpha b [t_1 + k(b-a)] \\ u_c^{(1)} &= (1+\nu) \alpha c t_2 \end{aligned} \right\} \quad (1.13)$$

Подставляя (1.8), (1.9), (1.10), (1.11), (1.12) и (1.13) в уравнения совместности деформаций (1.2), получим уравнения:

$$\left. \begin{aligned} (p-p_1) \frac{a^2}{\delta_1} + D_1 &= D_2 + n \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} \\ (p_2 - p_1) \frac{b^2}{\delta_2} + D_3 &= D_4 + n \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} \\ (p_2 - p_3) \frac{b^2}{\delta_2} + D_5 &= D_6 + n \frac{p_2 b - p_3 c}{\ln \frac{c}{b}} \\ p_4 \frac{c^2}{\delta_3} + D_7 &= D_8 + n \frac{p_2 b - p_3 c}{\ln \frac{c}{b}} \end{aligned} \right\} \quad (1.14)$$

Здесь принято:

$$\left. \begin{aligned} D_1 &= (1+\nu) \alpha a E t_1 \\ D_2 &= (1+\nu_1) \alpha_1 a E \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \right] \\ D_3 &= (1+\nu) \alpha b E [t_1 + k(b-a)] \\ D_4 &= (1+\nu_1) \alpha_1 b E \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \right] \\ D_5 &= (1+\nu_1) \alpha_1 b E \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \\ D_6 &= (1+\nu) \alpha c E t_2 \\ D_7 &= (1+\nu_1) \alpha_1 c E \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \\ n &= \frac{(1-\nu_1^2) E}{E_0} \end{aligned} \right\} \quad (1.15)$$

Решая систему (1.14), получим:

$$\left. \begin{aligned} p_1 &= \frac{B_1}{A_1} p + \frac{1}{A_1} \left[(D_1 - D_2) \ln \frac{c}{a} + (D_4 - D_5) \ln \frac{c}{b} - \right. \\ &\quad \left. - \frac{\delta_2 n}{b} (D_1 + D_4 - D_2 - D_3) - \frac{\delta_3 n}{c} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6) \right] \\ p_2 &= - \frac{a^2 \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1 b} p + \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 - (D_1 - D_2) \frac{\ln \frac{b}{a}}{n b} \\ p_2 - p_3 &= \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} (p - p_1) + \frac{\delta_2}{b^2} (D_1 + D_4 - D_2 - D_3) \\ p_4 &= \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} (p - p_1) + \frac{\delta_3}{c^2} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6), \end{aligned} \right\} \quad (1.16)$$

где:

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= n a \left[1 + \frac{a}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\delta_3}{c} + \frac{\ln \frac{c}{a}}{n} \right) \right] \\ p_1 &= \frac{n a^2}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\delta_3}{c} + \frac{\ln \frac{c}{a}}{n} \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.17)$$

Формулы (1.16) дают возможность определить усилия на контактах отдельных колец при действии внутреннего давления и температуры.

а) *Усилия только от внутреннего гидростатического давления.*

Если положить в формулах (1.16) $D_1 = D_2 = D_3 = D_4 = D_5 = D_6 = D_7 = 0$, мы получим формулы для усилий в контактах колец только от внутреннего гидростатического давления:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{B_1}{A_1} p \\ p_2^{(p)} &= - \frac{a^2 \ln \frac{b}{a}}{n b \delta_1} p + \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 \\ (p_2 - p_3)^{(p)} &= \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} (p - p_1) \\ p_4^{(p)} &= \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} (p - p_1) \end{aligned} \right\} \quad (1.18)$$

б) *Усилия только от температуры.*

При равенстве нулю гидростатического давления формулы (1.16) дадут распределение усилий по контактам от температуры:

$$\left. \begin{aligned}
 p_1^{(t)} &= \frac{1}{A_1} \left[(D_1 - D_2) \ln \frac{c}{a} + (D_4 - D_5) \ln \frac{c}{b} - \frac{\delta_2 n}{b} (D_1 + D_4 - \right. \\
 &\quad \left. - D_2 - D_5) - \frac{\delta_3 n}{c} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6) \right] \\
 p_2^{(t)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 - (D_1 - D_2) \frac{\ln \frac{b}{a}}{n b} \\
 (p_3 - p_2)^{(t)} &= - \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_2}{b^2} (D_1 + D_4 - D_2 - D_5) \\
 p_4^{(t)} &= - \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_3}{c^2} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6)
 \end{aligned} \right\} (1.19)$$

б) *Усилия только от усадки.*

Рассматривая явление усадки как условное равномерное понижение температуры бетона на t_y^0 мы из формул (1.19) можем получить расчетные формулы для определения усилий в контактах, положив

$$\left. \begin{aligned}
 D_1 &= D_2 = D_5 = k = 0 \\
 D_3 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 a E t_y \\
 D_4 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 b E t_y \\
 D_6 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 b E t_y \\
 D_7 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 c E t_y
 \end{aligned} \right\} (1.20)$$

Тогда (1.19) примут вид:

$$\left. \begin{aligned}
 p_1^{(y)} &= - \frac{(1 + \nu_1) \alpha_1 E t_y}{A_1} \left[a \ln \frac{c}{a} + \frac{n \delta_2}{b} (b - a) + \frac{n \delta_3}{c} (c - a) \right] \\
 p_2^{(y)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{\delta_1 n} \right) p_1 + \frac{(1 + \nu_1) \ln \frac{b}{a}}{n b} \alpha_1 a E t_y \\
 (p_3 - p_2)^{(y)} &= - \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_2 (1 + \nu_1) (b - a)}{b^2} \alpha_1 E t_y \\
 p_4^{(y)} &= - \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_3 (1 + \nu_1) (c - a)}{c^2} \alpha_1 E t_y
 \end{aligned} \right\} (1.21)$$

После определения усилий напряжения определяются по формулам:

а) *Во внутренней металлической рубашке*

$$\sigma_0^{(p)} = \frac{p - p_1}{\delta_1} a; \quad (1.22)$$

все остальные напряжения практически пренебрежимы.

б) В первом ряду арматуры:

$$\sigma_{\theta}^{(p)} = \frac{p_1 - p_2}{\delta_2} b \quad (1.23)$$

в) Во втором ряду арматуры:

$$\sigma_{\theta}^{(p)} = \frac{p_4 c}{\delta_2} \quad (1.24)$$

г) В первом бетонном кольце:

1) От гидростатического давления

$$\sigma_{\theta, r}^{(p)} = \frac{p_1 a - p_2 b}{r \ln \frac{b}{a}} \quad (1.25)$$

Для крайних точек при $r=a$ и $r=b$ формула (1.25) дает

$$\sigma_{\theta, r}^{(p)}(a) = \frac{p_1 a - p_2 b}{a \ln \frac{b}{a}}; \quad \sigma_{\theta, r}^{(p)}(b) = \frac{p_1 a - p_2 b}{b \ln \frac{b}{a}} \quad (1.26)$$

Нормальные напряжения $\sigma_r^{(p)}$ могут быть определены по формуле (1.3).

2) От неравномерного распределения температуры.

Для крайних точек

$$\left. \begin{aligned} \text{при } r=a \quad \sigma_{\theta, r}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \\ r=b \quad \sigma_{\theta, r}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2a^2}{a+b} - b \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.27)$$

для крайних точек кольца

$$\sigma_{\theta, r}^{(t)}(a) = \sigma_{\theta, r}^{(t)}(b) = 0;$$

для промежуточных точек $\sigma_{\theta, r}^{(t)}(r)$ могут быть определены по второй из формул (1.5).

3) От усадки или равномерного распределения температуры.

Как это следует из формул (1.5) при равномерном изменении температуры кольца

$$\sigma_{\theta}^{(y)} = \sigma_r^{(y)} = 0$$

д) Во втором бетонном кольце

1) От равномерно распределенного давления

$$\sigma_{\theta, r}^{(p)} = \frac{p_3 b - p_4 c}{r \ln \frac{c}{b}} \quad (1.28)$$

напряжения в крайних точках

$$\left. \begin{aligned} \text{при } r=b \quad \sigma_{\theta}^{(p)} &= \frac{p_3 b - p_4 c}{b \ln \frac{c}{b}} \\ r=c \quad \sigma_{\theta}^{(p)} &= \frac{p_3 b - p_4 c}{c \ln \frac{c}{b}} \end{aligned} \right\} \quad (1.29)$$

2) От неравномерного распределения температуры для крайних точек

$$\left. \begin{aligned} \text{при } r=b \quad \sigma_{\theta}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2c^2}{b+c} - b \right) \\ r=c \quad \sigma_{\theta}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.30)$$

Таким образом, по формулам (1.18), (1.19), (1.21) определяются усилия от соответствующих расчетных нагрузок и затем по формулам (1.22), (1.23), (1.24), (1.26), (1.27), (1.28), (1.29) и (1.30) определяются соответствующие напряжения. Наибольшие напряжения в отдельных точках определяются как сумма отдельных компонентов.

II. Бетон на растяжение не работает

В этом расчетном случае полагаем нормальные напряжения

$$\sigma_{\theta} = \sigma_{\theta} = 0 \quad (2.31)$$

при всех воздействиях нагрузок — внутреннего гидростатического давления, неравномерной температуры и усадки бетона.

Положим, что в трубопроводе имеется гидростатическое давление p , а температура металлических составляющих кольца, отсчитываемая от температуры замыкания, при линейном изменении температуры по толщине кольца на основании формулы (1.1) есть:

$$\left. \begin{aligned} t_a &= t_1 \\ t_b &= t_1 + k(b-a) \\ t_c &= t_1 + k(c-a) = t_2 \end{aligned} \right\} \quad (2.32)$$

Принимая те же обозначения для деформаций, что и в 1 расчетном случае, получим два уравнения совместности деформаций:

$$\left. \begin{aligned} u_{\theta}^{(t)} - u_{\theta}^{(p)} &= u_b^{(t)} + u_b^{(p)} - u_a^{(t)} - u_a^{(p)} \\ u_{\theta}^{(t)} - u_{\theta}^{(p)} &= u_c^{(t)} + u_c^{(p)} - u_b^{(t)} - u_b^{(p)} \end{aligned} \right\} \quad (2.33)$$

Здесь $u_{\theta}^{(t)}$, $u_{\theta}^{(p)}$, $u_b^{(t)}$ и $u_b^{(p)}$ не зависят от радиуса, а зависят только от толщины бетонных колец.

Уравнения (2.33) недостаточны для определения четырех неизвестных. Остальные два уравнения получим из рассмотрения уравнений равновесия любого сектора бетонных цилиндров с центральным углом θ (см. рис. 2).

$$\left. \begin{aligned} p_1 a \theta &= p_2 b \theta = \sigma_{\theta, r}^{(p)} r \theta \\ p_3 b \theta &= p_4 c \theta = \sigma_{\theta, r}^{(p)} r \theta \end{aligned} \right\} \quad (2.35)$$

откуда:

$$\left. \begin{aligned} p_1 a &= p_2 b = r \sigma_{\theta, r}^{(p)} \\ p_3 b &= p_4 c = r \sigma_{\theta, r}^{(p)} \end{aligned} \right\} \quad (2.35)$$

Деформации металлической оболочки и арматуры определяются по формулам (1.12) и (1.13) т. е.:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(p)} &= \frac{(p_1 - p_2) a^2}{E \delta_1}; & u_a^{(t)} &= (1 + \nu) \alpha t_1 \\ u_b^{(p)} &= \frac{(p_2 - p_3) b^2}{E \delta_2}; & u_b^{(t)} &= (1 + \nu) \alpha b [t_1 + k(b - a)] \\ u_c^{(p)} &= \frac{p_4 c^2}{E \delta_3}; & u_c^{(t)} &= (1 + \nu) \alpha t_2 \end{aligned} \right\} \quad (2.36)$$

Радиальное сжатие бетонного кольца, вызванное силами p_1 и p_2 , может быть определено из уравнения:

$$\frac{du_{\theta, r}^{(p)}}{dr} = \frac{\sigma_{\theta, r}^{(p)}}{E_0} \quad (2.37)$$

Подставляя из (2.35) значение $\sigma_{\theta, r}^{(p)}$ в (2.37) и интегрируя в пределах от a до b , получим

$$u_{\theta, r}^{(p)} = \frac{a p_1}{E_0} \ln \frac{b}{a} \quad (2.38)$$

Аналогично для $u_{\theta, r}^{(p)}$ будем иметь:

$$u_{\theta, r}^{(p)} = \frac{b p_3}{E_0} \ln \frac{c}{b} \quad (2.39)$$

Изменение толщины

бетонного кольца от неравномерного нагрева может быть определено из уравнения;

$$u_{\theta, r}^{(t)} = (1 + \nu_1) \alpha_1 \int_a^b [t_1 + k(r - a)] dr = (1 + \nu_1) (b - a) \alpha_1 \frac{t_a + t_b}{2} \quad (2.40)$$

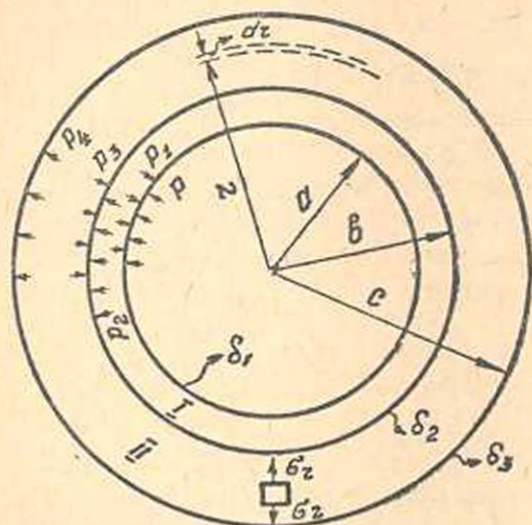


Рис. 2. Усилия p_1 , p_2 , p_3 и p_4 указаны для металла. Усилия для бетона будут иметь обратные знаки.

Аналогично для второго бетонного кольца получим:

$$u_{\delta_2}^{(1)} = (1+\nu_1)(c-b) \alpha_1 \frac{t_c + t_b}{2} \quad (2.41)$$

Подставляя значения деформаций в уравнения (2.33) и учитывая (2.35), получим:

$$\left. \begin{aligned} (1+\nu_1)(b-a) \alpha_1 \frac{t_a + t_b}{2} - \frac{ap_1}{E\delta} \ln \frac{b}{a} = \\ = (1+\nu) \alpha b t_b + \frac{(p_1 a - p_4 c) b}{E\delta_2} - (1+\nu) \alpha a t_a - \frac{(p-p_1) a^2}{E\delta_1} \\ (1+\nu_1)(c-b) \alpha_1 \frac{t_c + t_b}{2} - \frac{cp_4}{E\delta} \ln \frac{c}{b} = \\ = (1+\nu) \alpha c t_c + \frac{p_4 c^2}{E\delta_2} - (1+\nu) \alpha b t_b - \frac{p_1 a - p_4 c}{E\delta_2} b \end{aligned} \right\} \quad (2.42)$$

Решая систему (2.42), получим:

$$p_1 = \frac{B_2 a \delta_2^2}{\delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p + \frac{B_2 \delta_2^2 k_1 + b \delta_2 k_2}{a (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \quad (2.43)$$

$$p_4 = \frac{a^2 b \delta_2}{c \delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p + \frac{A_2 \delta_2^2 k_2 + b \delta_2 k_1}{c (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \quad (2.44)$$

Имея p_1 и p_4 , усилия p_2 и p_3 могут быть определены по формулам:

$$\left. \begin{aligned} p_2 &= \frac{ap_1}{b} \\ p_3 &= \frac{cp_4}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.45)$$

В формулах (2.43) и (2.44) приняты обозначения:

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= \frac{a}{\delta_1} + \frac{b}{\delta_2} + n \ln \frac{b}{a}; \quad B_2 = \frac{b}{\delta_1} + \frac{c}{\delta_2} + n \ln \frac{c}{b}; \quad n = \frac{E}{E_0} \\ k_1 &= (1+\nu_1)(b-a) \alpha_1 E \frac{t_a - t_b}{2} + (1+\nu) \alpha E a t_a - (1+\nu) \alpha E b t_b \\ k_2 &= (1+\nu_1)(c-b) \alpha_1 E \frac{t_b + t_c}{2} + (1+\nu) \alpha E b t_b - (1+\nu) \alpha E c t_c \end{aligned} \right\} \quad (2.46)$$

формулы (2.43), (2.44) и (2.45) дают возможность определения усилий в контактах колец от воздействия внутреннего давления и неравномерного распределения температуры по толщине кольца.

а) *Усилия только от гидростатического давления:*

Подставляя в формулы (2.43) и (2.44) $k_1 = k_2 = 0$, получим формулы для усилий только от внутреннего гидростатического давления:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{B_2 a \delta_2^2}{\delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p \\ p_4^{(p)} &= \frac{a^2 b \delta_2}{c \delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p \\ p_2^{(p)} &= \frac{a p_1^{(p)}}{b}; \quad p_3^{(p)} = \frac{c p_4^{(p)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.47)$$

Проверка полученных результатов может быть произведена по формуле

$$p_1 a + (p_2 - p_3) b + p_4 c = p a. \quad (2.48)$$

б) *Усилия только от воздействия температуры.*

Принимая равным нулю гидростатическое давление p в формулах (2.43), и (2.44) получим распределение усилий на контактные поверхности от неравномерного изменения температуры по толщине колец:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(t)} &= \frac{B_2 \delta_2^2 k_1 + b \delta_2 k_2}{a (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \\ p_4^{(t)} &= \frac{A_2 \delta_2^2 k_2 + b \delta_2 k_1}{c (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \\ p_2^{(t)} &= \frac{a p_1^{(t)}}{b}; \quad p_3^{(t)} = \frac{c p_4^{(t)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.49)$$

Проверка производится по формуле (2.48) при $p = 0$.

в) *Усилия только от усадки.*

Как и в первом случае, рассматривая усадку как условное равномерное понижение температуры бетона на t_y^0 , мы из формул (2.49) получим формулы для определения усилий в контактах:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(y)} &= \frac{B_2 \delta_2^2 (b-a) + b \delta_2 (c-b)}{a (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \cdot (1+\nu_1) \alpha_1 E t_y \\ p_4^{(y)} &= \frac{b \delta_2 (b-a) - A_2 \delta_2^2 (c-b)}{c (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \cdot (1+\nu_1) \alpha_1 E t_y \\ p_2^{(y)} &= \frac{a p_1^{(y)}}{b}; \quad p_3^{(y)} = \frac{c p_4^{(y)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.49)$$

Здесь E — модуль упругости металла, ν_1 и α_1 — коэффициент Пуассона и коэффициент линейного расширения бетона.

Напряжения в металле определяются по формулам (1.22)–(1.24). Напряжения в бетоне по формулам (2.34).

III. Метод расчета предлагаемого нами способа усиления напорных трубопроводов

Конструкция усиления представляется в следующем виде: на существующий металлический трубопровод, без прекращения его эксплуатации, надевается металлический кожух с зазором 4–5 см. Кожух состоит из двух половинок, которые после обхвата существующего трубопровода свариваются продольным швом (или склепываются). Кожух усиления, приваривается к кольцам жесткости промежуточных опор трубопровода. В последующем, после окончания монтажа, эксплуатация трубопровода прекращается и в пространство между двумя трубами нагнетается цементный раствор под давлением. Время остановки станции, таким образом, сведется к минимуму, необходимому для заполнения зазора раствором и его твердения.

Иные способы усиления трубопровода, как то: установка натяжных металлических бандажей или усиление железобетоном, помимо того, что они не дают полной гарантии в соответствующем усилении трубопровода, потребуют длительной остановки станции для производства работ.

Количество потребного металла по предлагаемому нами способу усиления, при одинаковых допускаемых напряжениях, так же не превзойдет количества металла, применяемого при других способах усиления, а будет меньше, ввиду возможности предварительного вакуирования металла.

При усилении способом натяжных бандажей, для полного прилегания бандаж к трубе во всех точках, потребуются упругие прокладки из свинца или латуни.

Усиление железобетоном, кроме металла, потребует значительного количества бетона.

Помимо указанных преимуществ предлагаемый способ усиления трубопровода дает возможность передачи на вторую рубашку любой доли внутреннего давления трубопровода регулированием давления, нагнетаемого в зазор раствора.

Пусть имеются две концентрические трубы диаметром a и b толщиной соответственно δ_1 и δ_2 (см. рис. 3). Далее положим, что в трубопроводе имеется давление p_b и в зазор между трубами нагнетается раствор под давлением p_n , равное $p_n = p_b$. Тогда рубашка трубопровода будет в не напряженном состоянии и деформация ее будет равна нулю.

Деформация радиуса наружной трубы при этом будет

$$u_n = \frac{p_n b^2}{\delta_2 E} \quad (3.50)$$

После твердения раствора и снятия внутреннего гидростатического давления в зазоре гидростатического распределения напряжений уже не может быть. Поэтому на контактных поверхностях такого трехслойного кольца возникнут новые усилия, равные p_1 между первой рубашкой трубопровода и раствором и p_2 между раствором и второй рубашкой.

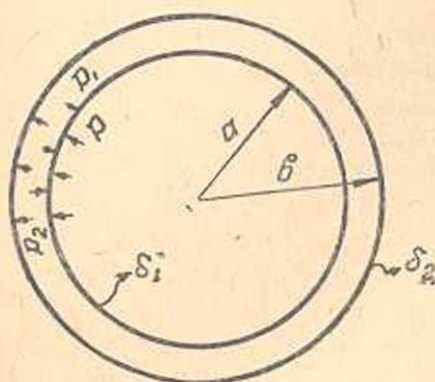


Рис. 3.

Раствор в зазоре между трубами находится в иных условиях, чем растворы, твердеющие на воздухе или в воде. Поэтому предугадать—будет ли происходить явление усадки или разбухания—не представляется возможным.

В дальнейшем принимается усадка, как дающая некоторый запас в расчетах.

В этом случае также рассмотрим два случая работы затвердевшего раствора.

Случай А: раствор работает на растяжение и сжатие.

Случай В: раствор работает только на сжатие.

Рассмотрим каждый случай в отдельности:

Случай А: раствор работает на растяжение и сжатие.

Используя формулы (1.4) и (1.12), напишем уравнения совместности деформаций на контактных поверхностях в предположении, что трубопровод опорожнен; тогда:

$$\left. \begin{aligned} \frac{p_1 a_2}{\delta_1 E} &= \frac{1-\nu_1^2}{E_0} \cdot \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} \\ \frac{p_2 b^2}{\delta_2 E} + \frac{1-\nu_1^2}{E_0} \cdot \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} &= \frac{p_n b^2}{E \delta_2} \end{aligned} \right\} \quad (3.51)$$

Решая уравнение (3.51), получим распределение первоначального давления нагнетания:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(u)} &= \frac{b^2}{a\delta_2 \left(\frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{A_2 B_2 \ln \frac{b}{a}}{n} \right)} p_n \\ p_2^{(u)} &= \frac{a \ln \frac{b}{a}}{b n} A_2 p_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.52)$$

$$\text{Здесь: } n = \frac{(1-\nu_1^2)E}{E_0}; \quad A_2 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{a}{\delta_1}; \quad B_2 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{b}{\delta_2}. \quad (3.53)$$

Расчет на внутреннее давление, температуру и усадку производится по формулам (1.18), (1.19) и (1.20), которые для данного случая принимают вид:

1) от гидростатического давления

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{B_1}{A_1} p \\ p_2^{(p)} &= - \frac{a^2 \ln \frac{b}{a}}{n b \delta_1} p + \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.54)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{здесь: } A_1 &= n a \left[1 + \frac{a}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\ln \frac{b}{a}}{n} \right) \right] \\ B_1 &= \frac{n a^2}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\ln \frac{b}{a}}{n} \right) \end{aligned} \right\} \quad (3.55)$$

2) от температуры

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(t)} &= \frac{1}{A_1} \left(\ln \frac{b}{a} - \frac{\delta_2 n}{b} \right) (D_1 + D_4 - D_2 - D_3) \\ p_2^{(t)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 - (D_1 - D_2) \frac{\ln \frac{b}{a}}{n b} \end{aligned} \right\} \quad (3.56)$$

где D_1, D_2, D_3 и D_4 определяются по формулам (1.15)

3) усилия от усадки

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(y)} &= - \frac{(1+\nu_1)\alpha_1 E t_y}{A_1} \left[a \ln \frac{b}{a} + \frac{n \delta_2}{b} (b-a) \right] \\ p_2^{(y)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 + \frac{(1+\nu_1) \ln \frac{b}{a}}{n b} \alpha_1 a E t_y \end{aligned} \right\} \quad (3.57)$$

После определения усилий p_1 и p_2 от всех видов нагрузок напряжения определяются по формулам (1.22) — (1.27).

Случай В: раствор дал трещины

Используя формулы (2.34), (2.38) и (1.12), напишем уравнение совместности деформаций

$$\frac{p_1 a^2}{\delta_1 E} + \frac{p_1 ab}{\delta_2 E} + \frac{a p_1}{E_0} \ln \frac{b}{a} = \frac{p_n b^2}{\delta_2 E}, \quad (3.58)$$

откуда:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(n)} &= \frac{b^2}{a \delta_2 A_2} p_n \\ p_2^{(n)} &= \frac{a p_1^{(n)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.59)$$

$$\text{здесь: } A_2 = \frac{a}{\delta_1} + \frac{b}{\delta_2} + n \ln \frac{b}{a} \text{ и } n = \frac{E}{E_0} \quad (3.60)$$

Расчет на внутреннее давление, температуру и усадку производится по формулам:

1) от внутреннего давления

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{a}{\delta_1 A_2} p \\ p_2^{(p)} &= \frac{a p_1^{(p)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.61)$$

2) усилия от температуры

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(t)} &= \frac{k_1}{a A_2} \\ p_2^{(t)} &= \frac{a p_1^{(t)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.62)$$

где, как и раньше:

$$k_1 = (1 + \nu_1) \alpha_1 E (b - a) \frac{t_a + t_b}{2} + (1 + \nu) \alpha E a t_a - (1 + \nu) \alpha E b t_b$$

3) усилия от усадки

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(y)} &= \frac{(1 + \nu_1) (b - a) \alpha_1 E t_y}{a A_2} \\ p_2^{(y)} &= \frac{a p_1^{(y)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.63)$$

Напряжения определяются по формулам (1.22) — (1.24) и (2.34). Поясним вышесказанное несколькими примерами.

Пример. Дана металлическая труба радиуса $a = 75$ см с толщиной стенки $\delta_1 = 1,5$ см, испытывающая гидростатическое давление $p = 15,0$ к/см². Требуется произвести усиление трубопровода.

Рассмотрим три из возможных способов усиления:

Вариант I. Усиление производится второй металлической рубашкой радиуса $b = 80$ см и толщиной стенки $\delta_2 = 0,6$ см, с последующим нагнетанием в зазор цементного раствора под давлением $p_n = 5,0$ к/см².

Вариант II. Усиление производится натяжными бандажами. Приведенная толщина принимается равной толщине второй трубы по первому варианту, т. е. $\delta_2 = 0,6$ см.

Вариант III. Усиление производится железобетоном толщиной 10 см. Приведенная толщина арматуры принимается равной толщине II трубы по первому варианту $\delta_2 = 0,6$ см и радиус центра арматуры $b = 80$ см.

Вариант I. Рассмотрим сперва случай, когда раствор работает на сжатие и растяжение.

По формулам (3.53) имеем:

$$n = \frac{(1 - \nu_1^2) E}{E_0} = \frac{\left(1 - \frac{1}{6^2}\right) \times 2,1 \times 10^6}{2 \times 10^5} = 10,2$$

$$A_3 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{a}{\delta_1} = \frac{10,2}{\ln \frac{80}{75}} - \frac{75}{1,5} = 106$$

$$B_3 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{b}{\delta_2} = \frac{10,2}{\ln \frac{80}{75}} - \frac{80}{0,6} = 22,5$$

Далее по (3.52) получаем распределение давления нагнетания между трубами после твердения раствора:

$$p_1^{(n)} \frac{b^2}{a \delta_2 \left(\frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{A_3 B_3 \ln \frac{b}{a}}{n} \right)} p_n =$$

$$\frac{80^2}{75 \times 0,6 \left(\frac{10,2}{\ln \frac{80}{75}} - \frac{106 \times 22,5 \ln \frac{80}{75}}{10,2} \right)} p_n = 1,02 p_n = 5,1 \text{ к/см}^2$$

$$p_2^{(n)} = \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n b} A_3 p_1^{(n)} = \frac{75 \times \ln \frac{80}{75}}{10,2 \times 80} \times 106 \times 1,02 p_n = 0,65 p_n = 3,25 \text{ к/см}^2$$

Определим напряжение в бетонном кольце:

$$\sigma_{\theta}^{(n)} = \frac{p_1^{(n)} a - p_2^{(n)} b}{r \ln \frac{b}{a}} = \frac{1,02 \times 75 - 0,65 \times 80}{r \ln \frac{80}{75}} p_n = 377 \times \frac{p_n}{r}$$

Максимальные напряжения будут на внутренней поверхности кольца при $r = a$; тогда:

$$\sigma_{\theta}^{(n)} = \frac{377}{75} p_n = 5,02 p_n = 25,1 \text{ кг/см}^2$$

при $r = b$: $\sigma_{\theta}^{(n)} = \frac{377}{80} p_n = 4,72 p_n = 23,6 \text{ кг/см}^2$.

При столь больших растягивающих напряжениях в растворе появление радиальных трещин неизбежно. Поэтому в дальнейшем расчеты производим на случай, когда раствор воспринимает только сжимающие напряжения.

1) В случае наличия трещин распределение давления нагнетания по формулам (3.60) и (3.59) будет:

$$n = \frac{E}{E_6} = \frac{2,1 \times 10^6}{2 \times 10^5} = 10,5$$

$$A_2 = \frac{a}{\delta_1} + \frac{b}{\delta_2} n \ln \frac{b}{a} = \frac{75}{1,5} + \frac{80}{0,6} + 10,5 \ln \frac{80}{75} = 184,2$$

$$p_1^{(n)} = \frac{b^2}{a \delta_2 A_2} p_n = \frac{80^2}{75 \times 0,6 \times 184,2} \times 5 = 3,86 \text{ кг/см}^2$$

$$p_2^{(n)} = \frac{a p_1^{(n)}}{b} = \frac{75 \times 3,86}{80} = 3,62 \text{ кг/см}^2$$

2) Распределение усилий от внутреннего давления по формуле (3.61)

$$p_1^{(p)} = \frac{a}{\delta_1 A_2} p = \frac{75}{0,6 \times 184,2} \times 15 = 4,06 \text{ кг/см}^2$$

$$p_2^{(p)} = \frac{a p_1^{(p)}}{b} = \frac{75 \times 4,06}{80} = 3,83 \text{ кг/см}^2$$

3) Распределение усилий от температуры.

Температуру внутренней поверхности трубы при отсчете от температуры замыкания принимаем $t_a = +10^\circ$, то же наружной поверхности — $t_b = +15^\circ$. Тогда:

$$\begin{aligned} k_1 &= (1 + \nu_1) (b - a) \alpha_1 E \frac{t_a + t_b}{2} + (1 + \nu) \alpha E a t_a - (1 + \nu) \alpha E b t_b = \\ &= \left(1 + \frac{1}{6} \right) (80 - 75) \times 1 \times 10^{-5} \times 2,1 \times 10^6 \frac{10 + 15}{2} + \\ &+ (1 + 0,3) \times 1,2 \times 10^{-5} \times 2,1 \times 10^6 \times 75 \times 10 - (1 + 0,3) \times 1,2 \times 10^{-5} \times 2,1 \times \\ &\times 10^6 \times 80 \times 15 = -13170 \end{aligned}$$

По формулам (3.62)

$$p_1^{(t)} = \frac{k_1}{aA_2} = - \frac{13170}{75 \times 184,2} = -0,95 \text{ к/см}^2$$

$$p_2^{(t)} = \frac{a p_1^{(t)}}{b} = - \frac{75 \times 0,95}{80} = -0,84 \text{ к/см}^2$$

При понижении температуры $t_a = -10^\circ$, $t_b = -15^\circ$; при этом

$$p_1^{(t)} = +0,95 \text{ к/см}^2 \text{ и } p_2^{(t)} = +0,84 \text{ к/см}^2$$

4) Распределение усилий от усадки.

Принимаем, что усадка соответствует понижению температуры раствора на $t_y = -20^\circ$. Тогда по (3.63) получим:

$$p_1^{(y)} = \frac{(1+\nu_1)(b-a)zEt_y}{aA_2} = -$$

$$= - \frac{\left(1 + \frac{1}{6}\right)(80-75) \times 1 \times 10^{-5} \times 2,1 \times 10^6 \times 20}{75 \times 184,2} = -0,18 \text{ к/см}^2.$$

$$p_2^{(y)} = \frac{a p_1^{(y)}}{b} = - \frac{75 \times 0,18}{80} = -0,17$$

Максимальные суммарные усилия от всех расчетных случаев будут:

$$\Sigma p_{1,\max} = 3,86 + 4,08 + 0,95 - 0,18 = 8,71 \text{ к/см}^2$$

$$\Sigma p_{2,\max} = 3,62 + 3,83 + 0,84 - 0,17 = 8,07 \text{ к/см}^2$$

Минимальные суммарные усилия будут при повышении температуры трубы:

$$\Sigma p_{1,\min} = 3,86 + 4,08 - 0,95 - 0,18 = 6,81 \text{ к/см}^2$$

$$\Sigma p_{2,\min} = 3,62 + 3,83 - 0,84 - 0,17 = 6,4 \text{ к/см}^2$$

Напряжения в теле рубашки трубопровода будут:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{P - \Sigma p_{1,\min}}{\delta_1} a = \frac{15 - 6,81}{1,5} \times 75 = 409 \text{ к/см}^2$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{P - \Sigma p_{1,\max}}{\delta_1} a = \frac{15 - 8,71}{1,5} \times 75 = 316 \text{ к/см}^2$$

Напряжения в защитном кожухе:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{\Sigma p_{2,\min}}{\delta_2} b = \frac{6,4 \times 80}{0,6} = 854 \text{ к/см}^2$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{\Sigma P_{2\max}}{\delta_2} b = \frac{8,07 \times 80}{0,6} = 1075 \text{ к/см}^2.$$

Таким образом, по первому варианту минимальное уменьшение напряжения в теле трубы составляет в процентах от первоначального:

$$K_{I\min} = \frac{750 - 409}{750} \times 100 = 45,5\%.$$

Вариант II. При усилении бандажами первоначальные напряжения в трубе от натяжения бандажей не учитываем, ввиду их неопределенности. Считаем, что натяжением бандажей достигается только плотное соприкосновение бандажей с трубой.

Напряжение в трубопроводе, усиленном бандажами, определяем по формуле:

$$\sigma = \frac{pa}{\delta_1 + \delta_2} = \frac{15 \times 75}{1,5 + 0,6} = 535 \text{ к/см}^2.$$

Уменьшение первоначальных напряжений в процентах составляет всего:

$$K_{II} = \frac{750 - 535}{750} \times 100 = 28,7\%.$$

При таком же усилении, что и в первом варианте, потребовалось бы увеличить приведенную толщину бандажей до

$$\delta_2 = \frac{15 \times 75}{409} - 1,5 = 1,3 \text{ см},$$

т. е. больше чем вдвое против первого варианта.

Вариант III. В этом случае принятые размеры железобетонной рубашки позволяют воспользоваться результатами расчета по первому варианту.

Суммарные усилия p_1 и p_2 будут складываться из пунктов 2, 3, и 4 (см. расчеты по I варианту).

Максимальные усилия будут:

$$\Sigma p_{1\max} = 4,08 + 0,95 - 0,18 = 4,85 \text{ к/см}^2,$$

$$\Sigma p_{2\max} = 3,83 + 0,84 - 0,17 = 4,45 \text{ к/см}^2.$$

Минимальные усилия составляют:

$$\Sigma p_{1\min} = 4,08 - 0,95 - 0,18 = 2,95 \text{ к/см}^2,$$

$$\Sigma p_{2\min} = 3,83 + 0,84 - 0,17 = 2,78 \text{ к/см}^2.$$

Напряжения в теле рубашки трубопровода:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{15 - 2,95}{1,5} \times 75 = 603 \text{ к/см}^2,$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{15 - 4,85}{1,5} \times 75 = 507 \text{ к/см}^2$$

Напряжения в арматуре:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{2,78 \times 80}{0,6} = 304 \text{ к/см}^2,$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{4,45 \times 80}{0,6} = 598 \text{ к/см}^2.$$

Уменьшение первоначальных напряжений в трубе в процентах от первоначального составляет:

$$K_{III \min} \frac{750 - 603}{750} \times 100 = 19,6\%.$$

Приведенный пример убедительно показывает несравненное преимущество предлагаемого нами способа усиления трубопровода перед другими.

Институт Строительных материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР

ЛИТЕРАТУРА

1. В. Л. Федоров.—Расчет облицовок напорных гидротехнических тоннелей на внутреннее давление. Изв. НИИГ, т. XXV, 1939.
2. Н. Т. Мелещенко и А. Л. Можевитинов.—Расчет напряжений в круговой арке при воздействии гидростатической нагрузки и температуры. Изв. НИИГ, XXII, 938.

Լ. Ռ. Բաղդարյան

ՄԵՏԱՂԱԿԱՆ ՆԵՐՔԻՆ ՇԱՊԻԿՈՎ ԵՐԿԱՔԱՐԵՏՈՆ ԽՈՂՈՎԱԿԱՇԱՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԸ ՆԵՐՔԻՆ ՃՆՇՄԱՆ, ՋԵՐՍՈՒԹՅԱՆ ԵՎ ԿԾԿՄԱՆ ՆԿԱՏՄԱՍԲ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Ներկա աշխատությունը նվիրված է երկաթարետոն պաշտպանիչ շապիկով մետաղական խողովակաշարի՝ ներքին հիդրոստատիկ ճնշման, ջերմության և կծկման հաշվարկին:

Առաջին մասում արվում է երկշար արմատուրով երկաթարետոն շապիկի հաշվարկի բանաձևերի արտածումը, երբ բետոնն աշխատում է սեղման և ձգման դեմ:

Երկրորդ մասում բերվում է հաշվարկային բանաձևերի արտածումը նույն դեպքի համար այն տարբերությամբ, որ բնութեն աշխատում է միմիայն սեղմման դեմ:

Երրորդ մասում նկարագրվում է գոյություն ունեցող մետաղական խողովակաշարերի մեր առաջաբեկած ուժեղացման կոնստրուկցիան ավելի մեծ տրամագծի մետաղական շապիկի միջոցով, ընդ որում միջխողովակային տարածության մեջ շաղախ է մղվում: Բերվում է նաև այդ կոնստրուկցիայի հաշվարկը: Կոնստրուկցիան հնարավորություն է տալիս հիմնական աշխատանքները կատարել առանց հիդրոկայանը կանգնեցնելու և նվազագույնի հասցնելու հիդրոկայանի աշխատանքի ընդհատումը, որն անհրաժեշտ է միջխողովակային տարածությունը շաղախով լցնելու և շաղախի ամրացման համար:

Վերջում բերվում է խողովակաշարի ուժեղացման օրինակ՝ 3 վարիանտով—մետաղական շապիկով, ձգիչ բանդաժներով և երկնթաբետոն շապիկով: Օրինակը համոզիչ կերպով ցույց է տալիս ուժեղացման առաջարկվող եղանակի առավելությունները:

Л. Б. Буянтян

Расчет железобетонного трубопровода с внутренней металлической рубашкой на внутреннее давление, температуру и усадку

В гидротехнике напорные железобетонные трубопроводы обыкновенно применяют при напорах до 25—30 м и, как максимум, 50 м.

При больших напорах возникают затруднения, связанные с увеличением водопроницаемости бетона и существенным возрастанием толщины стенок из-за небольшой сопротивляемости бетона растяжению. Для увеличения диапазона применяемости железобетонных трубопроводов внутренняя поверхность последних бронируется металлической рубашкой из листового железа. Кроме того, такая конструкция возможна и при усилении существующих металлических трубопроводов железобетонной рубашкой.

В связи с вышеизложенным становится ясным актуальность вопроса расчета такого трубопровода на внутреннее давление, температуру и усадку. При этом необходимо рассмотреть два возможных случая работы бетона:

1. до появления трещин в бетоне, когда все сечение трубы работает совместно;
2. после появления трещин в бетоне, когда последний уже не работает на растяжение и растягивающие усилия полностью воспринимаются металлической броней и арматурой.

В обоих случаях вывод расчетных формул дается на основе рассмотрения упругих деформаций отдельных составных частей трубопровода.

1. Бетон работает на сжатие и растяжение

Пусть дано кольцо, состоящее из внутренней металлической рубашки радиуса a и толщиной δ_1 , первого бетонного кольца с внутренним и наружным радиусами a и b , первого ряда арматуры с радиусом центра тяжести сечения арматуры b и приведенной толщиной $\delta_2 = \frac{f_1}{1}$, второго бетонного кольца с радиусами внутренней и наружной поверхностей b и c , второго ряда арматуры с радиусом центра тяжести арматуры c и приведенной толщиной $\delta_3 = \frac{f_2}{1}$.

Для того, чтобы не усложнять расчетные формулы, мы условно считаем второй ряд арматуры расположенным на поверхности трубы.

Пусть далее в таком многослойном кольце имеется внутреннее гидростатическое давление p , а температура внутренней и наружной поверхностями кольца будут T_1 и T_2 .

Ввиду симметричности деформаций на контактных поверхностях колец возникнут только нормальные усилия p_1, p_2, p_3 и p_4 (см. рис. 1.).

Закон изменения температуры по толщине кольца принимаем линейным, т. е. температура в любой точке кольца с радиусом r будет равна:

$$T_r = t_1 + k(r - a), \quad (11)$$

где $t_1 = T_1 - T_0$ — приращение температуры внутренней поверхности трубы от температуры замыкания,

$$k = \frac{T_2 - T_1}{c - a} \quad \text{— перепад}$$

Рис. 1. Усилия p_1, p_2, p_3 и p_4 указаны для железа; для бетона будут иметь обратное направление.

температуры на единицу толщины всего кольца.

При желании можно принять другой закон изменения температуры по толщине кольца, что не изменит в принципе ход расчета.

Необходимые уравнения для определения p_1, p_2, p_3 и p_4 получим из условия совместности деформаций, от температуры и усилий p_i , отдельных колец в точках их контакта.*

Обозначим деформации радиуса металлических колец через $u_r^{(p)}$ — от усилий p_i и $u_r^{(t)}$ — от температуры, $u_{\delta_1 r}^{(p)}$ и $u_{\delta_1 r}^{(t)}$ — первого бетонного кольца от давления и температуры и то же $u_{\delta_2 r}^{(p)}$, $u_{\delta_2 r}^{(t)}$ для второго бетонного кольца. Получим 4 уравнения совместности деформаций:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(p)} + u_a^{(t)} &= u_{\delta_1 a}^{(p)} + u_{\delta_1 a}^{(t)} \\ u_b^{(p)} + u_b^{(t)} &= u_{\delta_1 b}^{(p)} + u_{\delta_1 b}^{(t)} \\ u_b^{(p)} + u_b^{(t)} &= u_{\delta_2 b}^{(p)} + u_{\delta_2 b}^{(t)} \\ u_c^{(p)} + u_c^{(t)} &= u_{\delta_2 c}^{(p)} + u_{\delta_2 c}^{(t)} \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

* Здесь и в последующем рассматривается плоская задача.

Перейдем теперь к определению деформаций.

Приближенное решение задачи Ляме, основанное на теории цилиндрической оболочки и данное акад. Б. Г. Галеркиным [1], приводит к следующим формулам для определения нормальных напряжений в толстом кольце:

$$\sigma_r^{(p)} = \frac{p_n a_{n-1} - p_n' a_n}{r \ln \frac{a_n}{a_{n-1}}} \quad \text{и} \quad \sigma_\theta^{(p)} = -\frac{p_n a_{n-1}}{r} = \frac{p_n a_{n-1} - p_n' a_n}{r \ln \frac{a_n}{a_{n-1}}} \ln \frac{r}{a_{n-1}} \quad (1.3)$$

и радиального перемещения:

$$u^{(p)} = \frac{1-\nu^2}{E} \cdot \frac{p_n a_{n-1} - p_n' a_n}{\ln \frac{a_n}{a_{n-1}}}, \quad (1.4)$$

где $\ln$ — натуральный логарифм, E и ν модуль нормальной упругости и коэффициент Пуассона материала.

Эти приближенные формулы дают достаточную для целей практики точность [1] и значительно упрощают расчетные формулы в случае многослойного кольца.

Нормальные напряжения и деформация радиуса кольца от воздействия температуры для толстого кольца определяются по формулам [2]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta^{(t)} &= \frac{\alpha E}{2(1-\nu)} \left[\left(1 + \frac{a_{n-1}^2}{r^2} \right) (T_{cp} - T_{rcp}) + 2(T_{rcp} - T_r) \right] \\ \sigma_r^{(t)} &= \frac{\alpha E}{2(1-\nu)} \left(1 - \frac{a_{n-1}^2}{r^2} \right) (T_{cp} - T_{rcp}) \\ u^{(t)} &= (1+\nu) \alpha r \left[T_{rcp} - \frac{1-2\nu + \frac{a_{n-1}^2}{r^2}}{1-\nu} \cdot \frac{T_{cp} - T_{rcp}}{2} \right], \end{aligned} \right\} \quad (1.5)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{где} \quad T_{cp} &= \frac{2}{a_n^2 - a_{n-1}^2} \int_{a_{n-1}}^{a_n} T_r r dr \\ T_{rcp} &= \frac{2}{r^2 - a_{n-1}^2} \int_{a_{n-1}}^r T_r r dr \end{aligned} \right\} \quad (1.6)$$

* В аналогичной формуле в статье (2) Мелещенко и Можевитазова допущена ошибка.

Принимая во внимание (1.1), (1.6) может быть представлено в виде:

$$\left. \begin{aligned} T_{cp} &= t_1 - \kappa a + \frac{2\kappa}{3} \cdot \frac{a_n^3 - a_{n-1}^3}{a_n^2 - a_{n-1}^2} \\ T_{rcp} &= t_1 - \kappa a + \frac{2\kappa}{3} \cdot \frac{r^3 - a_{n-1}^3}{r^2 - a_{n-1}^2} \end{aligned} \right\} \quad (1.7)$$

Применяя формулы (1.4) и (1.5) для первого и второго бетонных колец и учитывая (1.7), получим:

а) для первого бетонного кольца

$$u_{\sigma_1 a}^{(p)} = u_{\sigma_1 b}^{(p)} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_6} \cdot \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{a}{b}} \quad (1.8)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{\sigma_1 a}^{(t)} &= (1 + \nu_1) \alpha_1 a \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \right] \\ u_{\sigma_1 b}^{(t)} &= (1 + \nu_1) \alpha_1 b \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+a} - a \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (1.9)$$

б) для второго бетонного кольца

$$u_{\sigma_2 b}^{(p)} = u_{\sigma_2 c}^{(p)} = \frac{1 - \nu_2^2}{E_6} \cdot \frac{p_2 b - p_4 c}{\ln \frac{c}{b}} \quad (1.10)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{\sigma_2 b}^{(t)} &= (1 + \nu_2) \alpha_2 b \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \\ u_{\sigma_2 c}^{(t)} &= (1 + \nu_2) \alpha_2 c \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (1.11)$$

где $t_2 = T_2 - T_0$ — изменение температуры наружной поверхности от температуры замыкания T_0 .

Для металлической оболочки и арматуры применим формулы для тонких цилиндрических оболочек. Тогда деформации от усилий p_i выражаются так:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(p)} &= \frac{(p - p_1) a^2}{E \delta_1} \\ u_b^{(p)} &= \frac{(p_1 - p_2) b^2}{E \delta_2} \\ u_c^{(p)} &= \frac{p_2 c^2}{E \delta_3} \end{aligned} \right\} \quad (1.12)$$

Для определения деформаций от температуры применим третью формулу (1.5) считая, что $T_{ср} = T_{гср}$ и что температура по толщине постоянна. Тогда:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(1)} &= (1+\nu) \alpha a t, \\ u_b^{(1)} &= (1+\nu) \alpha b [t_1 + k(b-a)] \\ u_c^{(1)} &= (1+\nu) \alpha c t_2 \end{aligned} \right\} \quad (1.13)$$

Подставляя (1.8), (1.9), (1.10), (1.11), (1.12) и (1.13) в уравнения совместности деформаций (1.2), получим уравнения:

$$\left. \begin{aligned} (p-p_1) \frac{a^2}{\delta_1} + D_1 &= D_2 + n \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} \\ (p_2 - p_1) \frac{b^2}{\delta_2} + D_3 &= D_4 + n \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} \\ (p_2 - p_3) \frac{b^2}{\delta_2} + D_5 &= D_6 + n \frac{p_2 b - p_3 c}{\ln \frac{c}{b}} \\ p_4 \frac{c^2}{\delta_3} + D_7 &= D_8 + n \frac{p_2 b - p_3 c}{\ln \frac{c}{b}} \end{aligned} \right\} \quad (1.14)$$

Здесь принято:

$$\left. \begin{aligned} D_1 &= (1+\nu) \alpha a E t_1 \\ D_2 &= (1+\nu_1) \alpha_1 a E \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \right] \\ D_3 &= (1+\nu) \alpha b E [t_1 + k(b-a)] \\ D_4 &= (1+\nu_1) \alpha_1 b E \left[t_1 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \right] \\ D_5 &= (1+\nu_1) \alpha_1 b E \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \\ D_6 &= (1+\nu) \alpha c E t_2 \\ D_7 &= (1+\nu_1) \alpha_1 c E \left[t_2 + \frac{k}{3} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \right] \\ n &= \frac{(1-\nu_1^2) E}{E_0} \end{aligned} \right\} \quad (1.15)$$

Решая систему (1.14), получим:

$$\left. \begin{aligned} p_1 &= \frac{B_1}{A_1} p + \frac{1}{A_1} \left[(D_1 - D_2) \ln \frac{c}{a} + (D_4 - D_5) \ln \frac{c}{b} - \right. \\ &\quad \left. - \frac{\delta_2 n}{b} (D_1 + D_4 - D_2 - D_3) - \frac{\delta_3 n}{c} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6) \right] \\ p_2 &= - \frac{a^2 \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1 b} p + \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 - (D_1 - D_2) \frac{\ln \frac{b}{a}}{n b} \\ p_2 - p_3 &= \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} (p - p_1) + \frac{\delta_2}{b^2} (D_1 + D_4 - D_2 - D_3) \\ p_4 &= \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} (p - p_1) + \frac{\delta_3}{c^2} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6), \end{aligned} \right\} \quad (1.16)$$

где:

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= n a \left[1 + \frac{a}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\delta_3}{c} + \frac{\ln \frac{c}{a}}{n} \right) \right] \\ p_1 &= \frac{n a^2}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\delta_3}{c} + \frac{\ln \frac{c}{a}}{n} \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.17)$$

Формулы (1.16) дают возможность определить усилия на контактах отдельных колец при действии внутреннего давления и температуры.

а) *Усилия только от внутреннего гидростатического давления.*

Если положить в формулах (1.16) $D_1 = D_2 = D_3 = D_4 = D_5 = D_6 = D_7 = 0$, мы получим формулы для усилий в контактах колец только от внутреннего гидростатического давления:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{B_1}{A_1} p \\ p_2^{(p)} &= - \frac{a^2 \ln \frac{b}{a}}{n b \delta_1} p + \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 \\ (p_2 - p_3)^{(p)} &= \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} (p - p_1) \\ p_4^{(p)} &= \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} (p - p_1) \end{aligned} \right\} \quad (1.18)$$

б) *Усилия только от температуры.*

При равенстве нулю гидростатического давления формулы (1.16) дадут распределение усилий по контактам от температуры:

$$\left. \begin{aligned}
 p_1^{(t)} &= \frac{1}{A_1} \left[(D_1 - D_2) \ln \frac{c}{a} + (D_4 - D_5) \ln \frac{c}{b} - \frac{\delta_2 n}{b} (D_1 + D_4 - \right. \\
 &\quad \left. - D_2 - D_5) - \frac{\delta_3 n}{c} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6) \right] \\
 p_2^{(t)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 - (D_1 - D_2) \frac{\ln \frac{b}{a}}{n b} \\
 (p_3 - p_2)^{(t)} &= - \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_2}{b^2} (D_1 + D_4 - D_2 - D_5) \\
 p_4^{(t)} &= - \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_3}{c^2} (D_1 + D_4 + D_7 - D_2 - D_5 - D_6)
 \end{aligned} \right\} (1.19)$$

б) *Усилия только от усадки.*

Рассматривая явление усадки как условное равномерное понижение температуры бетона на t_y мы из формул (1.19) можем получить расчетные формулы для определения усилий в контактах, положив

$$\left. \begin{aligned}
 D_1 &= D_2 = D_5 = k = 0 \\
 D_3 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 a E t_y \\
 D_4 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 b E t_y \\
 D_6 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 b E t_y \\
 D_7 &= (1 + \nu_1) \alpha_1 c E t_y
 \end{aligned} \right\} (1.20)$$

Тогда (1.19) примут вид:

$$\left. \begin{aligned}
 p_1^{(y)} &= - \frac{(1 + \nu_1) \alpha_1 E t_y}{A_1} \left[a \ln \frac{c}{a} + \frac{n \delta_2}{b} (b - a) + \frac{n \delta_3}{c} (c - a) \right] \\
 p_2^{(y)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{\delta_1 n} \right) p_1 + \frac{(1 + \nu_1) \ln \frac{b}{a}}{n b} \alpha_1 a E t_y \\
 (p_3 - p_2)^{(y)} &= - \frac{a^2 \delta_2}{b^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_2 (1 + \nu_1) (b - a)}{b^2} \alpha_1 E t_y \\
 p_4^{(y)} &= - \frac{a^2 \delta_3}{c^2 \delta_1} p_1 + \frac{\delta_3 (1 + \nu_1) (c - a)}{c^2} \alpha_1 E t_y
 \end{aligned} \right\} (1.21)$$

После определения усилий напряжения определяются по формулам:

а) *Во внутренней металлической рубашке*

$$\sigma_0^{(p)} = \frac{p - p_1}{\delta_1} a; \quad (1.22)$$

все остальные напряжения практически пренебрежимы.

б) В первом ряду арматуры:

$$\sigma_{\theta}^{(p)} = \frac{p_1 - p_2}{\delta_2} b \quad (1.23)$$

в) Во втором ряду арматуры:

$$\sigma_{\theta}^{(p)} = \frac{p_4 c}{\delta_2} \quad (1.24)$$

г) В первом бетонном кольце:

1) От гидростатического давления

$$\sigma_{\theta, r}^{(p)} = \frac{p_1 a - p_2 b}{r \ln \frac{b}{a}} \quad (1.25)$$

Для крайних точек при $r=a$ и $r=b$ формула (1.25) дает

$$\sigma_{\theta, r}^{(p)}(a) = \frac{p_1 a - p_2 b}{a \ln \frac{b}{a}}; \quad \sigma_{\theta, r}^{(p)}(b) = \frac{p_1 a - p_2 b}{b \ln \frac{b}{a}} \quad (1.26)$$

Нормальные напряжения $\sigma_r^{(p)}$ могут быть определены по формуле (1.3).

2) От неравномерного распределения температуры.

Для крайних точек

$$\left. \begin{aligned} \text{при } r=a \quad \sigma_{\theta, r}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2b^2}{a+b} - a \right) \\ r=b \quad \sigma_{\theta, r}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2a^2}{a+b} - b \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.27)$$

для крайних точек кольца

$$\sigma_{\theta, r}^{(t)}(a) = \sigma_{\theta, r}^{(t)}(b) = 0;$$

для промежуточных точек $\sigma_{\theta, r}^{(t)}(r)$ могут быть определены по второй из формул (1.5).

3) От усадки или равномерного распределения температуры.

Как это следует из формул (1.5) при равномерном изменении температуры кольца

$$\sigma_{\theta}^{(y)} = \sigma_r^{(y)} = 0$$

д) Во втором бетонном кольце

1) От равномерно распределенного давления

$$\sigma_{\theta, r}^{(p)} = \frac{p_3 b - p_4 c}{r \ln \frac{c}{b}} \quad (1.28)$$

напряжения в крайних точках

$$\left. \begin{aligned} \text{при } r=b \quad \sigma_{\theta\theta}^{(p)} &= \frac{p_3 b - p_4 c}{b \ln \frac{c}{b}} \\ r=c \quad \sigma_{\theta\theta}^{(p)} &= \frac{p_3 b - p_4 c}{c \ln \frac{c}{b}} \end{aligned} \right\} \quad (1.29)$$

2) От неравномерного распределения температуры для крайних точек

$$\left. \begin{aligned} \text{при } r=b \quad \sigma_{\theta\theta}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2c^2}{b+c} - b \right) \\ r=c \quad \sigma_{\theta\theta}^{(t)} &= \frac{\alpha_1 E_0 k}{1-\nu_1} \left(\frac{2b^2}{b+c} - c \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.30)$$

Таким образом, по формулам (1.18), (1.19), (1.21) определяются усилия от соответствующих расчетных нагрузок и затем по формулам (1.22), (1.23), (1.24), (1.26), (1.27), (1.28), (1.29) и (1.30) определяются соответствующие напряжения. Наибольшие напряжения в отдельных точках определяются как сумма отдельных компонентов.

II. Бетон на растяжение не работает

В этом расчетном случае полагаем нормальные напряжения

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{\theta\theta} = 0 \quad (2.31)$$

при всех воздействиях нагрузок — внутреннего гидростатического давления, неравномерной температуры и усадки бетона.

Положим, что в трубопроводе имеется гидростатическое давление p , а температура металлических составляющих кольца, отсчитываемая от температуры замыкания, при линейном изменении температуры по толщине кольца на основании формулы (1.1) есть:

$$\left. \begin{aligned} t_a &= t_1 \\ t_b &= t_1 + k(b-a) \\ t_c &= t_1 + k(c-a) = t_2 \end{aligned} \right\} \quad (2.32)$$

Принимая те же обозначения для деформаций, что и в 1 расчетном случае, получим два уравнения совместности деформаций:

$$\left. \begin{aligned} u_{\theta\theta}^{(t)} - u_{\theta\theta}^{(p)} &= u_b^{(t)} + u_b^{(p)} - u_a^{(t)} - u_a^{(p)} \\ u_{\theta\theta}^{(t)} - u_{\theta\theta}^{(p)} &= u_c^{(t)} + u_c^{(p)} - u_b^{(t)} - u_b^{(p)} \end{aligned} \right\} \quad (2.33)$$

Здесь $u_{\theta\theta}^{(t)}$, $u_{\theta\theta}^{(p)}$, $u_{\theta\theta}^{(t)}$ и $u_{\theta\theta}^{(p)}$ не зависят от радиуса, а зависят только от толщины бетонных колец.

Уравнения (2.33) недостаточны для определения четырех неизвестных. Остальные два уравнения получим из рассмотрения уравнений равновесия любого сектора бетонных цилиндров с центральным углом θ (см. рис. 2).

$$\left. \begin{aligned} p_1 a \theta &= p_2 b \theta = \sigma_{\theta, r}^{(p)} r \theta \\ p_3 b \theta &= p_4 c \theta = \sigma_{\theta, r}^{(p)} r \theta \end{aligned} \right\} \quad (2.35)$$

откуда:

$$\left. \begin{aligned} p_1 a &= p_2 b = r \sigma_{\theta, r}^{(p)} \\ p_3 b &= p_4 c = r \sigma_{\theta, r}^{(p)} \end{aligned} \right\} \quad (2.35)$$

Деформации металлической оболочки и арматуры определяются по формулам (1.12) и (1.13) т. е.:

$$\left. \begin{aligned} u_a^{(p)} &= \frac{(p_1 - p_2) a^2}{E \delta_1}; & u_a^{(t)} &= (1 + \nu) \alpha t_1 \\ u_b^{(p)} &= \frac{(p_2 - p_3) b^2}{E \delta_2}; & u_b^{(t)} &= (1 + \nu) \alpha b [t_1 + k(b - a)] \\ u_c^{(p)} &= \frac{p_4 c^2}{E \delta_3}; & u_c^{(t)} &= (1 + \nu) \alpha t_2 \end{aligned} \right\} \quad (2.36)$$

Радиальное сжатие бетонного кольца, вызванное силами p_1 и p_2 , может быть определено из уравнения:

$$\frac{du_{\theta, r}^{(p)}}{dr} = \frac{\sigma_{\theta, r}^{(p)}}{E_0} \quad (2.37)$$

Подставляя из (2.35) значение $\sigma_{\theta, r}^{(p)}$ в (2.37) и интегрируя в пределах от a до b , получим

$$u_{\theta, r}^{(p)} = \frac{a p_1}{E_0} \ln \frac{b}{a} \quad (2.38)$$

Аналогично для $u_{\theta, r}^{(p)}$ будем иметь:

$$u_{\theta, r}^{(p)} = \frac{b p_3}{E_0} \ln \frac{c}{b} \quad (2.39)$$

Изменение толщины

бетонного кольца от неравномерного нагрева может быть определено из уравнения;

$$u_{\theta, r}^{(t)} = (1 + \nu_1) \alpha_1 \int_a^b [t_1 + k(r - a)] dr = (1 + \nu_1) (b - a) \alpha_1 \frac{t_a + t_b}{2} \quad (2.40)$$

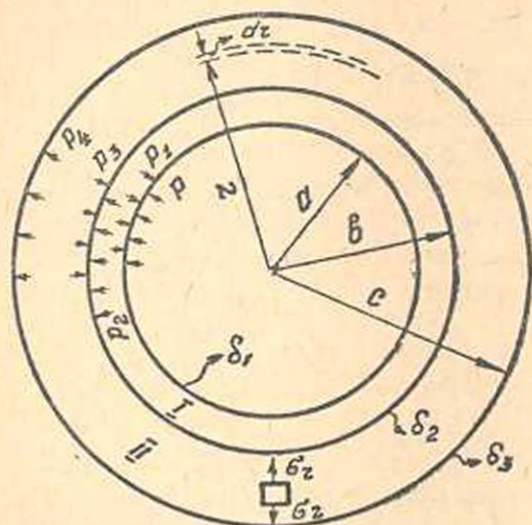


Рис. 2. Усилия p_1 , p_2 , p_3 и p_4 указаны для металла. Усилия для бетона будут иметь обратные знаки.

Аналогично для второго бетонного кольца получим:

$$u_{\delta_2}^{(1)} = (1+\nu_1)(c-b) \alpha_1 \frac{t_c + t_b}{2} \quad (2.41)$$

Подставляя значения деформаций в уравнения (2.33) и учитывая (2.35), получим:

$$\left. \begin{aligned} (1+\nu_1)(b-a) \alpha_1 \frac{t_a + t_b}{2} - \frac{ap_1}{E\delta} \ln \frac{b}{a} = \\ - (1+\nu) \alpha b t_b + \frac{(p_1 a - p_4 c) b}{E\delta_2} - (1+\nu) \alpha a t_a - \frac{(p - p_1) a^2}{E\delta_1} \\ (1+\nu_1)(c-b) \alpha_1 \frac{t_c + t_b}{2} - \frac{cp_4}{E\delta} \ln \frac{c}{b} = \\ = (1+\nu) \alpha c t_c + \frac{p_4 c^2}{E\delta_2} - (1+\nu) \alpha b t_b - \frac{p_1 a - p_4 c}{E\delta_2} b \end{aligned} \right\} \quad (2.42)$$

Решая систему (2.42), получим:

$$p_1 = \frac{B_2 a \delta_2^2}{\delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p + \frac{B_2 \delta_2^2 k_1 + b \delta_2 k_2}{a (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \quad (2.43)$$

$$p_4 = \frac{a^2 b \delta_2}{c \delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p + \frac{A_2 \delta_2^2 k_2 + b \delta_2 k_1}{c (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \quad (2.44)$$

Имея p_1 и p_4 , усилия p_2 и p_3 могут быть определены по формулам:

$$\left. \begin{aligned} p_2 &= \frac{ap_1}{b} \\ p_3 &= \frac{cp_4}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.45)$$

В формулах (2.43) и (2.44) приняты обозначения:

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= \frac{a}{\delta_1} + \frac{b}{\delta_2} + n \ln \frac{b}{a}; \quad B_2 = \frac{b}{\delta_1} + \frac{c}{\delta_2} + n \ln \frac{c}{b}; \quad n = \frac{E}{E_0} \\ k_1 &= (1+\nu_1)(b-a) \alpha_1 E \frac{t_a - t_b}{2} + (1+\nu) \alpha E a t_a - (1+\nu) \alpha E b t_b \\ k_2 &= (1+\nu_1)(c-b) \alpha_1 E \frac{t_b + t_c}{2} + (1+\nu) \alpha E b t_b - (1+\nu) \alpha E c t_c \end{aligned} \right\} \quad (2.46)$$

формулы (2.43), (2.44) и (2.45) дают возможность определения усилий в контактах колец от воздействия внутреннего давления и неравномерного распределения температуры по толщине кольца.

а) *Усилия только от гидростатического давления:*

Подставляя в формулы (2.43) и (2.44) $k_1 = k_2 = 0$, получим формулы для усилий только от внутреннего гидростатического давления:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{B_2 a \delta_2^2}{\delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p \\ p_4^{(p)} &= \frac{a^2 b \delta_2}{c \delta_1 (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} p \\ p_2^{(p)} &= \frac{a p_1^{(p)}}{b}; \quad p_3^{(p)} = \frac{c p_4^{(p)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.47)$$

Проверка полученных результатов может быть произведена по формуле

$$p_1 a + (p_2 - p_3) b + p_4 c = p a. \quad (2.48)$$

б) *Усилия только от воздействия температуры.*

Принимая равным нулю гидростатическое давление p в формулах (2.43), и (2.44) получим распределение усилий на контактные поверхности от неравномерного изменения температуры по толщине колец:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(t)} &= \frac{B_2 \delta_2^2 k_1 + b \delta_2 k_2}{a (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \\ p_4^{(t)} &= \frac{A_2 \delta_2^2 k_2 + b \delta_2 k_1}{c (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \\ p_2^{(t)} &= \frac{a p_1^{(t)}}{b}; \quad p_3^{(t)} = \frac{c p_4^{(t)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.49)$$

Проверка производится по формуле (2.48) при $p = 0$.

в) *Усилия только от усадки.*

Как и в первом случае, рассматривая усадку как условное равномерное понижение температуры бетона на t_y^0 , мы из формул (2.49) получим формулы для определения усилий в контактах:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(y)} &= \frac{B_2 \delta_2^2 (b-a) + b \delta_2 (c-b)}{a (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \cdot (1 + \nu_1) \alpha_1 E t_y \\ p_4^{(y)} &= \frac{b \delta_2 (b-a) - A_2 \delta_2^2 (c-b)}{c (A_2 B_2 \delta_2^2 - b^2)} \cdot (1 + \nu_1) \alpha_1 E t_y \\ p_2^{(y)} &= \frac{a p_1^{(y)}}{b}; \quad p_3^{(y)} = \frac{c p_4^{(y)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (2.49)$$

Здесь E — модуль упругости металла, ν_1 и α_1 — коэффициент Пуассона и коэффициент линейного расширения бетона.

Напряжения в металле определяются по формулам (1.22)–(1.24). Напряжения в бетоне по формулам (2.34).

III. Метод расчета предлагаемого нами способа усиления напорных трубопроводов

Конструкция усиления представляется в следующем виде: на существующий металлический трубопровод, без прекращения его эксплуатации, надевается металлический кожух с зазором 4–5 см. Кожух состоит из двух половинок, которые после обхвата существующего трубопровода свариваются продольным швом (или склепываются). Кожух усиления, приваривается к кольцам жесткости промежуточных опор трубопровода. В последующем, после окончания монтажа, эксплуатация трубопровода прекращается и в пространство между двумя трубами нагнетается цементный раствор под давлением. Время остановки станции, таким образом, сведется к минимуму, необходимому для заполнения зазора раствором и его твердения.

Иные способы усиления трубопровода, как то: установка натяжных металлических бандажей или усиление железобетоном, помимо того, что они не дают полной гарантии в соответствующем усилении трубопровода, потребуют длительной остановки станции для производства работ.

Количество потребного металла по предлагаемому нами способу усиления, при одинаковых допускаемых напряжениях, так же не превзойдет количества металла, применяемого при других способах усиления, а будет меньше, ввиду возможности предварительного вакуирования металла.

При усилении способом натяжных бандажей, для полного прилегания бандаж к трубе во всех точках, потребуются упругие прокладки из свинца или латуни.

Усиление железобетоном, кроме металла, потребует значительного количества бетона.

Помимо указанных преимуществ предлагаемый способ усиления трубопровода дает возможность передачи на вторую рубашку любой доли внутреннего давления трубопровода регулированием давления, нагнетаемого в зазор раствора.

Пусть имеются две концентрические трубы диаметром a и b толщиной соответственно δ_1 и δ_2 (см. рис. 3). Далее положим, что в трубопроводе имеется давление p_b и в зазор между трубами нагнетается раствор под давлением p_n , равное $p_n = p_b$. Тогда рубашка трубопровода будет в не напряженном состоянии и деформация ее будет равна нулю.

Деформация радиуса наружной трубы при этом будет

$$u_n = \frac{p_n b^2}{\delta_2 E} \quad (3.50)$$

После твердения раствора и снятия внутреннего гидростатического давления в зазоре гидростатического распределения напряжений уже не может быть. Поэтому на контактных поверхностях такого трехслойного кольца возникнут новые усилия, равные p_1 между первой рубашкой трубопровода и раствором и p_2 между раствором и второй рубашкой.

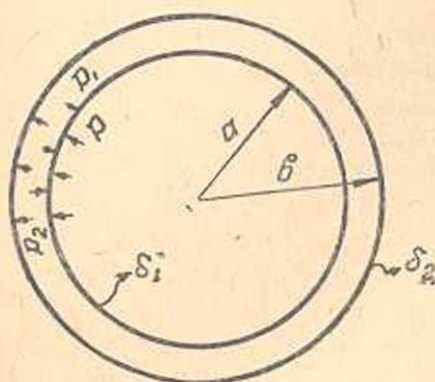


Рис. 3.

Раствор в зазоре между трубами находится в иных условиях, чем растворы, твердеющие на воздухе или в воде. Поэтому предугадать—будет ли происходить явление усадки или разбухания—не представляется возможным.

В дальнейшем принимается усадка, как дающая некоторый запас в расчетах.

В этом случае также рассмотрим два случая работы затвердевшего раствора.

Случай А: раствор работает на растяжение и сжатие.

Случай В: раствор работает только на сжатие.

Рассмотрим каждый случай в отдельности:

Случай А: раствор работает на растяжение и сжатие.

Используя формулы (1.4) и (1.12), напишем уравнения совместности деформаций на контактных поверхностях в предположении, что трубопровод опорожнен; тогда:

$$\left. \begin{aligned} \frac{p_1 a_2}{\delta_1 E} &= \frac{1-\nu_1^2}{E_0} \cdot \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} \\ \frac{p_2 b^2}{\delta_2 E} + \frac{1-\nu_1^2}{E_0} \cdot \frac{p_1 a - p_2 b}{\ln \frac{b}{a}} &= \frac{p_n b^2}{E \delta_2} \end{aligned} \right\} \quad (3.51)$$

Решая уравнение (3.51), получим распределение первоначального давления нагнетания:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(u)} &= \frac{b^2}{a \delta_2 \left(\frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{A_2 B_2 \ln \frac{b}{a}}{n} \right)} p_n \\ p_2^{(u)} &= \frac{a \ln \frac{b}{a}}{b n} A_2 p_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.52)$$

$$\text{Здесь: } n = \frac{(1 - \nu_1^2) E}{E_0}; \quad A_2 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{a}{\delta_1}; \quad B_2 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{b}{\delta_2}. \quad (3.53)$$

Расчет на внутреннее давление, температуру и усадку производится по формулам (1.18), (1.19) и (1.20), которые для данного случая принимают вид:

1) от гидростатического давления

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{B_1}{A_1} p \\ p_2^{(p)} &= - \frac{a^2 \ln \frac{b}{a}}{n b \delta_1} p + \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.54)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{здесь: } A_1 &= n a \left[1 + \frac{a}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\ln \frac{b}{a}}{n} \right) \right] \\ B_1 &= \frac{n a^2}{\delta_1} \left(\frac{\delta_2}{b} + \frac{\ln \frac{b}{a}}{n} \right) \end{aligned} \right\} \quad (3.55)$$

2) от температуры

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(t)} &= \frac{1}{A_1} \left(\ln \frac{b}{a} - \frac{\delta_2 n}{b} \right) (D_1 + D_4 - D_2 - D_3) \\ p_2^{(t)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 - (D_1 - D_2) \frac{\ln \frac{b}{a}}{n b} \end{aligned} \right\} \quad (3.56)$$

где D_1, D_2, D_3 и D_4 определяются по формулам (1.15)

3) усилия от усадки

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(y)} &= - \frac{(1 + \nu_1) \alpha_1 E t_y}{A_1} \left[a \ln \frac{b}{a} + \frac{n \delta_2}{b} (b - a) \right] \\ p_2^{(y)} &= \frac{a}{b} \left(1 + \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n \delta_1} \right) p_1 + \frac{(1 + \nu_1) \ln \frac{b}{a}}{n b} \alpha_1 a E t_y \end{aligned} \right\} \quad (3.57)$$

После определения усилий p_1 и p_2 от всех видов нагрузок напряжения определяются по формулам (1.22) — (1.27).

Случай В: раствор дал трещины

Используя формулы (2.34), (2.38) и (1.12), напомним уравнение совместности деформаций

$$\frac{p_1 a^2}{\delta_1 E} + \frac{p_1 a b}{\delta_2 E} + \frac{a p_1}{E_0} \ln \frac{b}{a} = \frac{p_n b^2}{\delta_2 E}, \quad (3.58)$$

откуда:

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(n)} &= \frac{b^2}{a \delta_2 A_2} p_n \\ p_2^{(n)} &= \frac{a p_1^{(n)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.59)$$

$$\text{здесь: } A_2 = \frac{a}{\delta_1} + \frac{b}{\delta_2} + n \ln \frac{b}{a} \text{ и } n = \frac{E}{E_0} \quad (3.60)$$

Расчет на внутреннее давление, температуру и усадку производится по формулам:

1) от внутреннего давления

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(p)} &= \frac{a}{\delta_1 A_2} p \\ p_2^{(p)} &= \frac{a p_1^{(p)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.61)$$

2) усилия от температуры

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(t)} &= \frac{k_1}{a A_2} \\ p_2^{(t)} &= \frac{a p_1^{(t)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.62)$$

где, как и раньше:

$$k_1 = (1 + \nu_1) \alpha_1 E (b - a) \frac{t_a + t_b}{2} + (1 + \nu) \alpha E a t_a - (1 + \nu) \alpha E b t_b$$

3) усилия от усадки

$$\left. \begin{aligned} p_1^{(y)} &= \frac{(1 + \nu_1) (b - a) \alpha_1 E t_y}{a A_2} \\ p_2^{(y)} &= \frac{a p_1^{(y)}}{b} \end{aligned} \right\} \quad (3.63)$$

Напряжения определяются по формулам (1.22) — (1.24) и (2.34). Поясним вышесказанное несколькими примерами.

Пример. Дана металлическая труба радиуса $a = 75$ см с толщиной стенки $\delta_1 = 1,5$ см, испытывающая гидростатическое давление $p = 15,0$ к/см². Требуется произвести усиление трубопровода.

Рассмотрим три из возможных способов усиления:

Вариант I. Усиление производится второй металлической рубашкой радиуса $b = 80$ см и толщиной стенки $\delta_2 = 0,6$ см, с последующим нагнетанием в зазор цементного раствора под давлением $p_n = 5,0$ к/см².

Вариант II. Усиление производится натяжными бандажами. Приведенная толщина принимается равной толщине второй трубы по первому варианту, т. е. $\delta_2 = 0,6$ см.

Вариант III. Усиление производится железобетоном толщиной 10 см. Приведенная толщина арматуры принимается равной толщине II трубы по первому варианту $\delta_2 = 0,6$ см и радиус центра арматуры $b = 80$ см.

Вариант I. Рассмотрим сперва случай, когда раствор работает на сжатие и растяжение.

По формулам (3.53) имеем:

$$n = \frac{(1 - \nu_1^2) E}{E_0} = \frac{\left(1 - \frac{1}{6^2}\right) \times 2,1 \times 10^6}{2 \times 10^5} = 10,2$$

$$A_3 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{a}{\delta_1} = \frac{10,2}{\ln \frac{80}{75}} - \frac{75}{1,5} = 106$$

$$B_3 = \frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{b}{\delta_2} = \frac{10,2}{\ln \frac{80}{75}} - \frac{80}{0,6} = 22,5$$

Далее по (3.52) получаем распределение давления нагнетания между трубами после твердения раствора:

$$p_1^{(n)} \frac{b^2}{a \delta_2 \left(\frac{n}{\ln \frac{b}{a}} - \frac{A_3 B_3 \ln \frac{b}{a}}{n} \right)} p_n =$$

$$\frac{80^2}{75 \times 0,6 \left(\frac{10,2}{\ln \frac{80}{75}} - \frac{106 \times 22,5 \ln \frac{80}{75}}{10,2} \right)} p_n = 1,02 p_n = 5,1 \text{ к/см}^2$$

$$p_2^{(n)} = \frac{a \ln \frac{b}{a}}{n b} A_3 p_1^{(n)} = \frac{75 \times \ln \frac{80}{75}}{10,2 \times 80} \times 106 \times 1,02 p_n = 0,65 p_n = 3,25 \text{ к/см}^2$$

Определим напряжение в бетонном кольце:

$$\sigma_{\theta}^{(n)} = \frac{p_1^{(n)} a - p_2^{(n)} b}{r \ln \frac{b}{a}} = \frac{1,02 \times 75 - 0,65 \times 80}{r \ln \frac{80}{75}} p_n = 377 \times \frac{p_n}{r}$$

Максимальные напряжения будут на внутренней поверхности кольца при $r = a$; тогда:

$$\sigma_{\theta}^{(n)} = \frac{377}{75} p_n = 5,02 p_n = 25,1 \text{ кг/см}^2$$

при $r = b$:
$$\sigma_{\theta}^{(n)} = \frac{377}{80} p_n = 4,72 p_n = 23,6 \text{ кг/см}^2.$$

При столь больших растягивающих напряжениях в растворе появление радиальных трещин неизбежно. Поэтому в дальнейшем расчеты производим на случай, когда раствор воспринимает только сжимающие напряжения.

1) В случае наличия трещин распределение давления нагнетания по формулам (3.60) и (3.59) будет:

$$n = \frac{E}{E_0} = \frac{2,1 \times 10^6}{2 \times 10^5} = 10,5$$

$$A_2 = \frac{a}{\delta_1} + \frac{b}{\delta_2} n \ln \frac{b}{a} = \frac{75}{1,5} + \frac{80}{0,6} + 10,5 \ln \frac{80}{75} = 184,2$$

$$p_1^{(n)} = \frac{b^2}{a \delta_2 A_2} p_n = \frac{80^2}{75 \times 0,6 \times 184,2} \times 5 = 3,86 \text{ кг/см}^2$$

$$p_2^{(n)} = \frac{a p_1^{(n)}}{b} = \frac{75 \times 3,86}{80} = 3,62 \text{ кг/см}^2$$

2) Распределение усилий от внутреннего давления по формуле (3.61)

$$p_1^{(p)} = \frac{a}{\delta_1 A_2} p = \frac{75}{0,6 \times 184,2} \times 15 = 4,06 \text{ кг/см}^2$$

$$p_2^{(p)} = \frac{a p_1^{(p)}}{b} = \frac{75 \times 4,06}{80} = 3,83 \text{ кг/см}^2$$

3) Распределение усилий от температуры.

Температуру внутренней поверхности трубы при отсчете от температуры замыкания принимаем $t_a = +10^\circ$, то же наружной поверхности — $t_b = +15^\circ$. Тогда:

$$\begin{aligned} k_1 &= (1 + \nu_1) (b - a) \alpha_1 E \frac{t_a + t_b}{2} + (1 + \nu) \alpha E a t_a - (1 + \nu) \alpha E b t_b = \\ &= \left(1 + \frac{1}{6} \right) (80 - 75) \times 1 \times 10^{-5} \times 2,1 \times 10^6 \frac{10 + 15}{2} + \\ &+ (1 + 0,3) \times 1,2 \times 10^{-5} \times 2,1 \times 10^6 \times 75 \times 10 - (1 + 0,3) \times 1,2 \times 10^{-5} \times 2,1 \times \\ &\times 10^6 \times 80 \times 15 = -13170 \end{aligned}$$

По формулам (3.62)

$$p_1^{(t)} = \frac{k_1}{aA_2} = - \frac{13170}{75 \times 184,2} = -0,95 \text{ к/см}^2$$

$$p_2^{(t)} = \frac{a p_1^{(t)}}{b} = - \frac{75 \times 0,95}{80} = -0,84 \text{ к/см}^2$$

При понижении температуры $t_a = -10^\circ$, $t_b = -15^\circ$; при этом

$$p_1^{(t)} = +0,95 \text{ к/см}^2 \text{ и } p_2^{(t)} = +0,84 \text{ к/см}^2$$

4) Распределение усилий от усадки.

Принимаем, что усадка соответствует понижению температуры раствора на $t_y = -20^\circ$. Тогда по (3.63) получим:

$$p_1^{(y)} = \frac{(1+\nu_1)(b-a)zEt_y}{aA_2} = -$$

$$= - \frac{\left(1 + \frac{1}{6}\right)(80-75) \times 1 \times 10^{-5} \times 2,1 \times 10^6 \times 20}{75 \times 184,2} = -0,18 \text{ к/см}^2.$$

$$p_2^{(y)} = \frac{a p_1^{(y)}}{b} = - \frac{75 \times 0,18}{80} = -0,17$$

Максимальные суммарные усилия от всех расчетных случаев будут:

$$\Sigma p_{1\max} = 3,86 + 4,08 + 0,95 - 0,18 = 8,71 \text{ к/см}^2$$

$$\Sigma p_{2\max} = 3,62 + 3,83 + 0,84 - 0,17 = 8,07 \text{ к/см}^2$$

Минимальные суммарные усилия будут при повышении температуры трубы:

$$\Sigma p_{1\min} = 3,86 + 4,08 - 0,95 - 0,18 = 6,81 \text{ к/см}^2$$

$$\Sigma p_{2\min} = 3,62 + 3,83 - 0,84 - 0,17 = 6,4 \text{ к/см}^2$$

Напряжения в теле рубашки трубопровода будут:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{P - \Sigma p_{1\min}}{\delta_1} a = \frac{15 - 6,81}{1,5} \times 75 = 409 \text{ к/см}^2$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{P - \Sigma p_{1\max}}{\delta_1} a = \frac{15 - 8,71}{1,5} \times 75 = 316 \text{ к/см}^2$$

Напряжения в защитном кожухе:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{\Sigma p_{2\min}}{\delta_2} b = \frac{6,4 \times 80}{0,6} = 854 \text{ к/см}^2$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{\Sigma P_{2\max}}{\delta_2} b = \frac{8,07 \times 80}{0,6} = 1075 \text{ к/см}^2.$$

Таким образом, по первому варианту минимальное уменьшение напряжения в теле трубы составляет в процентах от первоначального:

$$K_{I\min} = \frac{750 - 409}{750} \times 100 = 45,5\%.$$

Вариант II. При усилении бандажами первоначальные напряжения в трубе от натяжения бандажей не учитываем, ввиду их неопределенности. Считаем, что натяжением бандажей достигается только плотное соприкосновение бандажей с трубой.

Напряжение в трубопроводе, усиленном бандажами, определяем по формуле:

$$\sigma = \frac{pa}{\delta_1 + \delta_2} = \frac{15 \times 75}{1,5 + 0,6} = 535 \text{ к/см}^2.$$

Уменьшение первоначальных напряжений в процентах составляет всего:

$$K_{II} = \frac{750 - 535}{750} \times 100 = 28,7\%.$$

При таком же усилении, что и в первом варианте, потребовалось бы увеличить приведенную толщину бандажей до

$$\delta_2 = \frac{15 \times 75}{409} - 1,5 = 1,3 \text{ см},$$

т. е. больше чем вдвое против первого варианта.

Вариант III. В этом случае принятые размеры железобетонной рубашки позволяют воспользоваться результатами расчета по первому варианту.

Суммарные усилия p_1 и p_2 будут складываться из пунктов 2, 3, и 4 (см. расчеты по I варианту).

Максимальные усилия будут:

$$\Sigma p_{1\max} = 4,08 + 0,95 - 0,18 = 4,85 \text{ к/см}^2,$$

$$\Sigma p_{2\max} = 3,83 + 0,84 - 0,17 = 4,45 \text{ к/см}^2.$$

Минимальные усилия составляют:

$$\Sigma p_{1\min} = 4,08 - 0,95 - 0,18 = 2,95 \text{ к/см}^2,$$

$$\Sigma p_{2\min} = 3,83 + 0,84 - 0,17 = 2,78 \text{ к/см}^2.$$

Напряжения в теле рубашки трубопровода:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{15 - 2,95}{1,5} \times 75 = 603 \text{ к/см}^2,$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{15 - 4,85}{1,5} \times 75 = 507 \text{ к/см}^2$$

Напряжения в арматуре:

а) при повышении температуры

$$\sigma_{\min} = \frac{2,78 \times 80}{0,6} = 304 \text{ к/см}^2,$$

б) при понижении температуры

$$\sigma_{\max} = \frac{4,45 \times 80}{0,6} = 598 \text{ к/см}^2.$$

Уменьшение первоначальных напряжений в трубе в процентах от первоначального составляет:

$$K_{III \min} \frac{750 - 603}{750} \times 100 = 19,6\%.$$

Приведенный пример убедительно показывает несравненное преимущество предлагаемого нами способа усиления трубопровода перед другими.

Институт Строительных материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР

ЛИТЕРАТУРА

1. В. Л. Федоров.—Расчет облицовок напорных гидротехнических тоннелей на внутреннее давление. Изв. НИИГ, т. XXV, 1939.
2. Н. Т. Мелещенко и А. Л. Можевитинов.—Расчет напряжений в круговой арке при воздействии гидростатической нагрузки и температуры. Изв. НИИГ, XXII, 938.

Լ. Ռ. Բաղդարյան

ՄԵՏԱՂԱԿԱՆ ՆԵՐՔԻՆ ՇԱՊԻԿՈՎ ԵՐԿԱՔԱՐԵՏՈՆ ԽՈՂՈՎԱԿԱՇԱՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԸ ՆԵՐՔԻՆ ՃՆՇՄԱՆ, ՋԵՐՍՈՒԹՅԱՆ ԵՎ ԿԾԿՄԱՆ ՆԿԱՏՄԱՍԲ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Ներկա աշխատությունը նվիրված է երկաթարետոն պաշտպանիչ շապիկով մետաղական խողովակաշարի՝ ներքին հիդրոստատիկ ճնշման, ջերմության և կծկման հաշվարկին:

Առաջին մասում արվում է երկշար արմատուրով երկաթարետոն շապիկի հաշվարկի բանաձևերի արտածումը, երբ բետոնն աշխատում է սեղման և ձգման դեմ:

Երկրորդ մասում բերվում է հաշվարկային բանաձևերի արտածումը նույն դեպքի համար այն տարբերությամբ, որ բնութեն աշխատում է միմիայն սեղմման դեմ:

Երրորդ մասում նկարագրվում է գոյություն ունեցող մետաղական խողովակաշարերի մեր առաջաբեկած ուժեղացման կոնստրուկցիան ավելի մեծ տրամագծի մետաղական շապիկի միջոցով, ընդ որում միջխողովակային տարածության մեջ շաղախ է մղվում: Բերվում է նաև այդ կոնստրուկցիայի հաշվարկը: Կոնստրուկցիան հնարավորություն է տալիս հիմնական աշխատանքները կատարել առանց հիդրոկայանը կանգնեցնելու և նվազագույնի հասցնելու հիդրոկայանի աշխատանքի ընդհատումը, որն անհրաժեշտ է միջխողովակային տարածությունը շաղախով լցնելու և շաղախի ամրացման համար:

Վերջում բերվում է խողովակաշարի ուժեղացման օրինակ՝ 3 վարիանտով—մետաղական շապիկով, ձգիչ բանդաժներով և երկնթաբեռոն շապիկով: Օրինակը համոզիչ կերպով ցույց է տալիս ուժեղացման առաջարկվող եղանակի առավելությունները:

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Р. ф. Ахназарян

К расчету бетонного бесшарнирного свода с учетом
усадки и ползучести бетона

Усадка бетона оказывает неблагоприятное влияние на работу конструкций. При перерывах в бетонировании крупных массивов усадка вызывает нежелательные последствия. В сооружениях больших размеров, в целях устранения усадочных напряжений, устраивают деформационные швы, что усложняет как конструкцию, так и производство работ, и при том не вполне обеспечивает сооружение от появления трещин. В статически неопределимых конструкциях больших пролетов от усадки появляются дополнительные напряжения, требующие утяжеления конструкций. В армированных конструкциях усадка вызывает растяжение бетона, вследствие чего могут появляться трещины. При таких условиях вполне естественно ставить вопрос о возможности уменьшения усадочных напряжений.

В настоящей работе автором сделана попытка определить усадочные напряжения в бетонном своде с учетом ползучести бетона.

Из существующих приемов расчета сооружений с учетом ползучести, по мнению автора, наиболее удачным является метод, предложенный канд. техн. наук Н. Х. Арутюняном [1]. Им доказано, что в сооружениях из однородного материала напряженное состояние, вызванное силовыми факторами, с изменением во времени деформационных свойств материала (модуль упругости, ползучесть) не меняется, в то время как напряженное состояние, вызванное факторами, связанными с изменением деформаций (температура, усадка, податливость опор) меняется. В сооружениях же из неоднородного материала, как например, железобетон, напряженное состояние, вследствие изменения во времени деформационных свойств материала (модуль упругости и ползучесть), меняется также при воздействии силовых факторов.

Не останавливаясь здесь на выводах формул, приводим основные предпосылки, положенные в основу этой работы и окончательные результаты.

Основной предпосылкой является допущение наличия линейной зависимости между деформациями и напряжениями.

На основании произведенных опытов можно констатировать, что линейная зависимость между напряжениями и деформациями

существует для напряжений, не превышающих 80–85 кг/см², что составляет примерно 50% предела прочности обычных бетонов.

На основе произведенных исследований Арутюняном установлена зависимость между искомым и напряжениями, с учетом ползучести и изменения модуля упругости бетона во времени (σ_x^* , σ_y^* , σ_z^* , ...) и соответствующими напряжениями упруго-мгновенной задачи (σ_x , σ_y , σ_z ...) в случае, когда напряженное состояние в «упруго-ползучем» теле вызвано факторами, связанными с изменением деформаций. В частности эта зависимость для напряжений, действующих по площади, перпендикулярной к оси X, имеет следующий вид:

$$\sigma_x(t) = \sigma_x^*(t) - \int_{\tau_1}^t \sigma_x^*(t) K(t, \tau) d\tau$$

Полученное соотношение представляет интегральное уравнение Вольтерра второго рода с ядром

$$K(t, \tau) = -\frac{\partial}{\partial \tau} \frac{F(t)}{1 + \mu(t)} \left[\delta(t, \tau) + \delta_1(t, \tau) \right],$$

с известной левой частью $\sigma_x^*(t)$, которая представляет решение соответствующей упруго-мгновенной задачи для данного тела (при $\varphi(t, \tau) = 0$ и находится обычными методами теории упругости или строительной механики.

$$\text{Здесь } \delta(t, \tau) = \frac{1 + \varphi(t, \tau)}{E(\tau)}; \quad \delta_1(t, \tau) = \frac{\mu_1(\tau) + \mu_2(t, \tau)\varphi(t, \tau)}{E(\tau)}$$

где $\varphi(t, \tau)$ — произведение меры ползучести $C(t, \tau)$ ¹ на модуль упругости $E(\tau)$,

$\mu_1(\tau)$ — коэффициент Пуассона для мгновенной деформации,

$\mu_2(t, \tau)$ — то же для деформации ползучести.

Для простоты примем $\mu_1(\tau) = \mu_2(t, \tau) = \mu(t)$.

Подставляя значения и производя преобразования, получим:

$$\sigma_x(t) = \frac{\sigma_x^*(t)}{E(t)} - \int_{\tau_1}^t \sigma_x^*(t) \frac{\partial}{\partial \tau} \delta(t, \tau) d\tau, \quad (1)$$

$$\text{где } \sigma_x(t) = \frac{\sigma_x(t)}{E(t)}.$$

¹ Мерой ползучести $C(t, \tau)$ называется деформация ползучести от единичного напряжения, возникшего в момент возраста бетона τ .

В дальнейшем изложении примем модуль упругости бетона

$$E(\tau) = E_0 = \text{const.}$$

Выражение (1) примет вид:

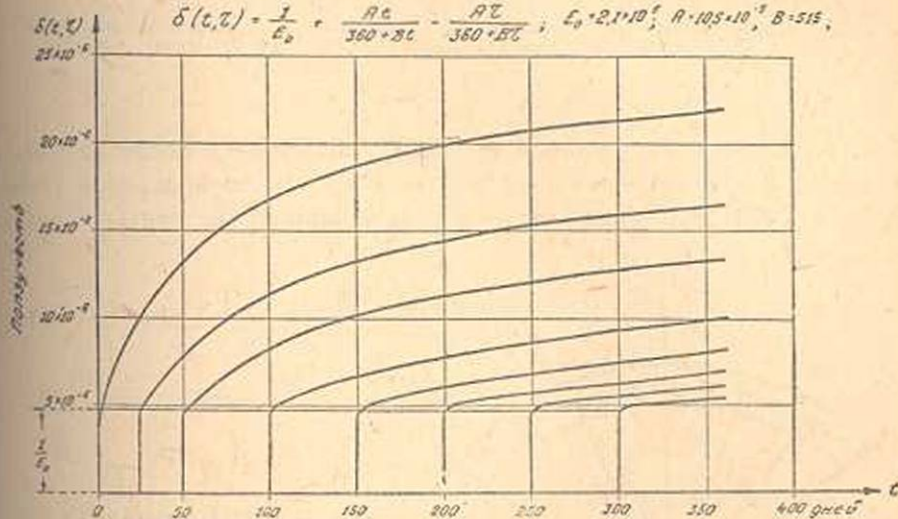
$$\bar{\sigma}_x(t) = \frac{\sigma_x^*(t)}{E_0} - \int_{\tau_1}^t \sigma_x^*(t) \frac{\partial C(t, \tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (2)$$

На основе произведенных экспериментальных исследований мера ползучести бетона может быть представлена следующей формулой

$$C(t, \tau) = C(t) - C(\tau) = \frac{At}{360+Bt} - \frac{A\tau}{360+B\tau}, \quad (\text{фиг. 1})$$

• Кривые ползучести бетона различных возрастов на единицу напряжений, полученные на основе экспериментальных исследований.

$$\delta(t, \tau) = \frac{1}{E_0} \cdot \frac{Ae}{360+Bt} - \frac{A\tau}{360+B\tau}; \quad E_0 = 2.1 \cdot 10^6; \quad A = 10.5 \cdot 10^{-5}; \quad B = 5.15;$$



Фиг. 1.

где t выражено в днях $A = 10.5 \times 10^{-5}$; $B = 5.15$.

Подставляя значение $C(t, \tau)$ и производя преобразования, получим:

$$\begin{aligned} \sigma_x^*(t) = & e^{-\frac{E_0 A t}{360+Bt}} \cdot e^{-\frac{E_0 A \tau_1}{360+B\tau_1}} \left\{ \bar{\sigma}_x(\tau_1) E_0 + \right. \\ & \left. + E_0 e^{-\frac{E_0 A \tau_1}{360+B\tau_1}} \int_{\tau_1}^t \sigma_x'(t) e^{-\frac{E_0 A t}{360+Bt}} dt \right\} \quad (3) \end{aligned}$$

На основании опытных данных изменение усадки обычного бетона во времени может быть представлено в следующем виде:

$$S = S_0 (1 - e^{-\gamma t}) \quad (\text{фиг. 2}),$$

где $S_0 = 3.5 \times 10^{-4}$; $\gamma = 0.00845$

$$\begin{aligned}
& - \left[2 + \xi^2 - \frac{1}{1-\nu} \xi^2 \left(1 - \frac{\xi^2}{4} \right) \right] \left\{ \left[\frac{(1-\xi^2)^2}{(1+\rho)^2} - (1+\xi^2) \right] \times \right. \\
& \quad \times \ln \frac{1+\xi}{1-\xi} - 2\xi \ln(1-\xi^2) + 4\xi \ln(1+\rho) \left. \right\} \frac{\sin \theta_0}{\theta_0} \\
W_2 = & \frac{2\xi}{1+\rho} \left[3(1+\rho)^2 - \frac{(1-\xi^2)^2}{(1+\rho)^2} - 2(1+\xi^2) \right] \cos \theta + \\
& + \left[2 + \xi^2 - \frac{1}{1-\nu} \xi^2 \left(1 - \frac{\xi^2}{4} \right) \right] \left\{ \left[\frac{(1-\xi^2)^2}{(1+\rho)^2} + (1+\xi^2) \right] \times \right. \\
& \quad \times \ln \frac{1+\xi}{1-\xi} + 2\xi \ln(1-\xi^2) - 4\xi [1 + \ln(1+\rho)] \left. \right\} \frac{\sin \theta_0}{\theta_0} \\
W_3 = & \frac{2\xi}{1+\rho} \left[(1+\rho)^2 + \frac{(1-\xi^2)^2}{(1+\rho)^2} - 2(1+\xi^2) \right] \sin \theta \\
Z = & 8\xi(1+\xi)^2 \frac{\theta_0}{\sin \theta_0} + 8\xi \left[1 + \xi^2 - \frac{2}{1-\nu} \xi^2 \left(1 - \frac{\xi^2}{4} \right) \right] \cos \theta_0 - \\
& - \left\{ \left[2(1+\xi^2) - \frac{1}{1-\nu} \xi^2(3-\xi^2) \right] \ln \frac{1+\xi}{1-\xi} + \right. \\
& + 2 \left(2 - \frac{1}{1-\nu} \xi \ln(1-\xi^2) + 4\xi \right) \left[2 + \xi^2 - \frac{1}{1-\nu} \xi^2 \left(1 - \frac{\xi^2}{4} \right) \right] \frac{\sin \theta_0}{\theta_0}
\end{aligned}$$

В этих выражениях

$$\rho = \frac{r}{r_0} - 1,$$

ξ — постоянная, равная отношению половины толщины арки к среднему радиусу.

Напряжения σ_r , σ_θ , τ отличаются друг от друга только постоянными коэффициентами; поэтому достаточно решить задачу для одного из видов напряжений.

Т. к. явление усадки по его окончательному результату можно уподобить действию охлаждения бетона, то в выражении (4) можно допустить

$$\alpha T(t) = -S_0 \left(e^{-\gamma_1 t} - e^{-\gamma_2 t} \right).$$

Тогда

$$\sigma(t) = -\frac{E}{1-\nu} \cdot \frac{W}{Z} S_0 \left(e^{-\gamma_1 t} - e^{-\gamma_2 t} \right)$$

При модуле упругости бетона $E=1$

$$\bar{\sigma}(t) = -\frac{1}{1-\nu} \cdot \frac{W}{z} S_0 \left(e^{-\gamma \tau_1} - e^{-\gamma t} \right)$$

Обозначая $-\frac{1}{1-\nu} \cdot \frac{W}{z} = M$, формула напряжений переписывается так:

$$\bar{\sigma}(t) = MS_0 \left(e^{-\gamma \tau_1} - e^{-\gamma t} \right)$$

Подставляя значения $\bar{\sigma}'(t)$ и $\bar{\sigma}(t_1)$ в выражение (3), получим:

$$\sigma^*(t) = MS_0 E_0 \gamma e^{-\frac{E_0 A t}{360 + B t}} \int_{\tau_1}^t e^{-\gamma t} \cdot e^{\frac{E_0 A t}{360 + B t}} dt$$

Подставляя значения $E_0 = 2.1 \times 10^5 \text{ кг/см}^2$ и приведенные выше численные значения A , B и γ , получим:

$$\sigma^*(t) = MS_0 1775 e^{-\frac{22t}{360 + 5.15t}} \int_{\tau_1}^t e^{\frac{18.96t - 0.0435t^2}{360 + 5.15t}} dt \quad (5)$$

На основании формулы (5) попытаемся установить напряженное состояние свода от усадки бетона в зависимости от времени его замыкания τ_1 . Результаты вычислений при различных значениях времени замыкания τ_1 сведены в таблицу 1. Для сравнения в таблице приведены также численные значения напряжений упруго-мгновенной задачи, вычисленные по формуле:

$$\sigma(t) = MS_0 E_0 \left(e^{-\gamma \tau_1} - e^{-\gamma t} \right).$$

Пример. Исходные данные: Свод кругового очертания постоянного сечения пролетом $l=15 \text{ м}$, центральный угол свода $2\theta_0=110^\circ$,

внешний радиус свода $b=9,3 \text{ м}$,

внутренний радиус свода $a=8,7 \text{ м}$,

время замыкания свода $\tau_1=7$ дней,

коэффициент Пуассона $\nu = \frac{1}{6}$.

Определить напряжения в пяте и в ключе свода.

Отношение половины толщины свода к среднему радиусу.

$$\xi = \frac{b-a}{b+a} = \frac{9.30-8.70}{9.30+8.70} = \frac{0.60}{18} = 0.033$$

Для нормальных напряжений наружной грани в радиальных сечениях свода имеем:

$$MS_0 = -\frac{S_0}{1-\nu} \cdot \frac{W_2 e}{z} \dots \quad (*)$$

Таблица 1

Усадочные напряжения при различных значениях времени замыкания τ_1 свода $\tau_1 = 7$ дней

t в днях		7	28	50	90	180	270	360
$\varepsilon(t)$	0		32200MS ₀	60200MS ₀	99500MS ₀	151800MS ₀	176300MS ₀	187800MS ₀
$\varepsilon^*(t)$	0		22300MS ₀	34700MS ₀	48700MS ₀	62800MS ₀	66600MS ₀	66600MS ₀
$\frac{\varepsilon^*(t)}{\varepsilon(t)}$			0.693	0.576	0.49	0.413	0.378	0.353

 $\tau_1 = 28$ дней

t в днях		28	50	90	180	270	360
$\varepsilon(t)$	0		28000MS ₀	67300MS ₀	119600MS ₀	144100MS ₀	155600MS ₀
$\varepsilon^*(t)$	0		22000MS ₀	41900MS ₀	59300MS ₀	64200MS ₀	64200MS ₀
$\frac{\varepsilon^*(t)}{\varepsilon(t)}$			0.785	0.623	0.496	0.446	0.412

 $\tau_1 = 50$ дней

t в днях		50	90	180	270	360
$\varepsilon(t)$	0		39300MS ₀	91600MS ₀	116100MS ₀	127600MS ₀
$\varepsilon^*(t)$			30100MS ₀	53300MS ₀	59800MS ₀	60500MS ₀
$\frac{\varepsilon^*(t)}{\varepsilon(t)}$			0.765	0.582	0.515	0.474

 $\tau_1 = 90$ дней

t в днях		90	180	270	360
$\varepsilon(t)$	0		52300MS ₀	76900MS ₀	88200MS ₀
$\varepsilon^*(t)$	0		38100MS ₀	48800MS ₀	51300MS ₀
$\frac{\varepsilon^*(t)}{\varepsilon(t)}$			0.728	0.635	0.582

 $\tau_1 = 180$ дней

t в днях		180	270	360
$\varepsilon(t)$	0		24600MS ₀	33900MS ₀
$\varepsilon^*(t)$	0		21200MS ₀	28200MS ₀
$\frac{\varepsilon^*(t)}{\varepsilon(t)}$			0.863	0.785

 $\tau_1 = 270$ дней

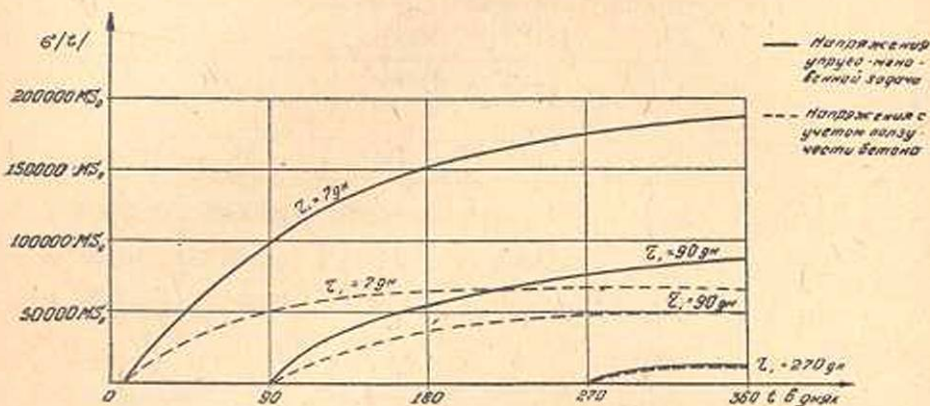
t в днях		270	360
$\varepsilon(t)$	0		11380MS ₀
$\varepsilon^*(t)$	0		10540MS ₀
$\frac{\varepsilon^*(t)}{\varepsilon(t)}$			0.925

То же для внутренней грани свода:

$$MS_0 = - \frac{S_0}{1-\nu} \cdot \frac{W_{2i}}{z} \dots (**)$$

Пользуясь графиками I, II, III, IV инж. Н. Т. Мелешенко и инж. А. Л. Можевитинова [2], находим:

Кривые изменений напряжений во времени от укладки бетона при $t_c = 7$ дней, 90 дней и 270 дней



Фиг. 4.

для пятового сечения:

а) наружная грань $\frac{W_{2e}}{z} = -0.45;$

б) внутренняя грань $\frac{W_{2i}}{z} = 0.45.$

Для ключевого сечения:

а) наружная грань $\frac{W_{2e}}{z} = 0.22;$

б) внутренняя грань $\frac{W_{2i}}{z} = -0.27.$

После подстановки числовых величин в (*) и (**) получили: для пятового сечения:

а) наружная грань

$$MS_0 = \frac{1}{1-0.166} \times 0.45 \times$$

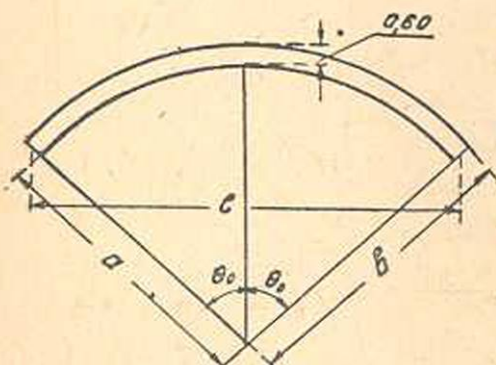
$$3.5 \times 10^{-4} = 0.000189;$$

б) внутренняя грань

$$MS_0 = -1.2 \times 0.45 \times 3.5 \times 10^{-4} = -0.000189,$$

Для ключевого сечения

а) наружная грань



Фиг. 5.

$$MS_0 = -1,2 \times 0,22 \times 3,5 \times 10^{-4} = -0,0000924;$$

б) внутренняя грань

$$MS_0 = 1,2 \times 0,27 \times 3,5 \times 10^{-4} = 0,0001134.$$

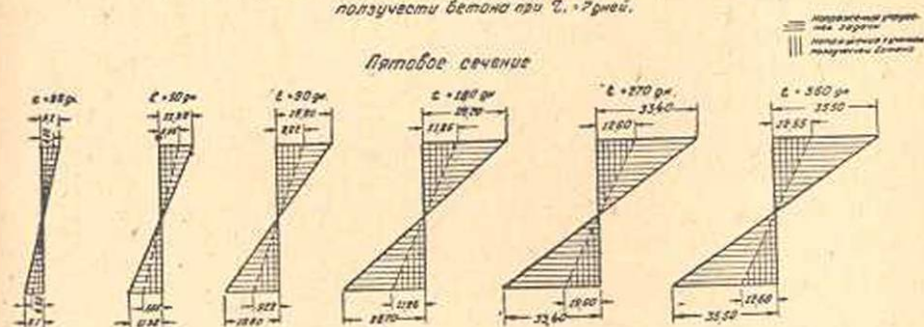
Воспользовавшись данными таблицы 1 и численными значениями MS_0 , определим усадочные напряжения в пятовом и ключевом сечениях свода.

Таблица 2

Напряжения в пятовом сечении

Время t в днях	Напряжения упруго-мгновенной задачи			Напряжения с учетом ползучести бетона		
	Выражение напряжений из таблицы 1	Напряжения в кг/см^2		Выражение напряжений из таблицы 1	Напряжения в кг/см^2	
		Наружная грань	Внутренняя грань		Наружная грань	Внутренняя грань
7	0	0	0	0	0	0
28	$32200MS_0$	+ 6,1	- 6,1	$22300MS_0$	+ 4,22	- 4,22
50	$60200MS_0$	+ 11,38	- 11,38	$34700MS_0$	+ 6,56	- 6,56
90	$99500MS_0$	+ 18,80	- 18,80	$48700MS_0$	+ 9,22	- 9,22
180	$151800MS_0$	+ 28,70	- 28,70	$62800MS_0$	+ 11,86	- 11,86
270	$176300MS_0$	+ 33,40	- 33,40	$66600MS_0$	12,60	- 12,60
360	$187800MS_0$	+ 35,50	- 35,50	$66300MS_0$	12,60	- 12,60

Значения усадочных напряжений упруго-мгновенной задачи и с учетом ползучести бетона при $T_c = 7^\circ\text{C}$.



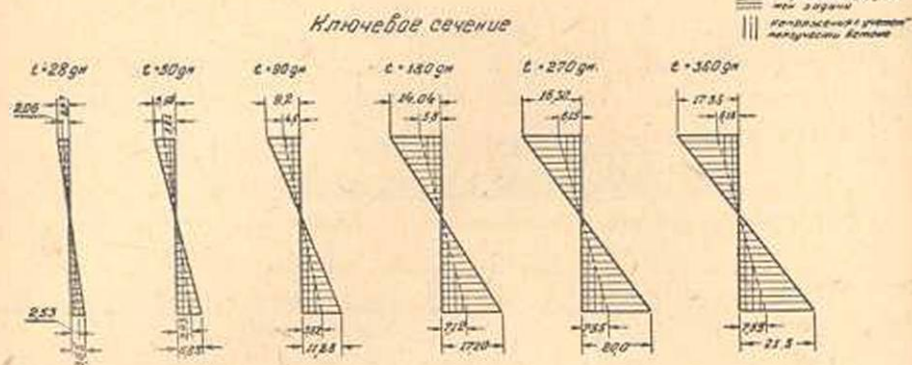
Фиг. 6.

Таблица 3

Напряжения в ключевом сечении

Время t в днях	Напряжения упруго-мгновенной задачи			Напряжения с учетом ползучести бетона		
	Выражение напряжений из таблицы 1	Напряжения в кг/см^2		Выражение напряжений из таблицы 1	Напряжения в кг/см^2	
		Наружная грань	Внутренняя грань		Наружная грань	Внутренняя грань
7	0	0	0	0	0	0
28	$32200MS_0$	- 2,97	+ 3,65	$22300MS_0$	- 2,06	+ 2,53
50	$60200MS_0$	- 5,56	+ 6,83	$34700MS_0$	- 3,21	+ 3,93
90	$99500MS_0$	- 9,2	+ 11,28	$48700MS_0$	- 4,5	+ 5,52
180	$151800MS_0$	- 14,04	+ 17,20	$62800MS_0$	- 5,8	+ 7,12
270	$176300MS_0$	- 16,30	+ 20,9	$66600MS_0$	- 6,15	+ 7,55
360	$187800MS_0$	- 17,35	+ 21,3	$66300MS_0$	- 6,15	+ 7,55

*Эпюра усадочных напряжений упруго-материальной
задачи и с учетом ползучести бетона при $t, 7$ дней*



Фиг. 7.

В ы в о д ы

1. Произведенные исследования позволяют констатировать, что в общепринятых методах расчета бетонных сводов величина усадочных напряжений принимается явно завышенной; расчет бетонных сводов с учетом ползучести позволяет существенно снизить усадочные напряжения.

2. Исследования показывают, что при расчете сводов с учетом ползучести, область применения бесшарнирных бетонных сводов может быть значительно расширена в случае, если решающим фактором выбора последних является наличие значительных усадочных напряжений в конструкции.

В свете изложенного, в ряде случаев временные шарниры в бетонных сводах при учете фактора ползучести могут вовсе не устраиваться.

Институт Строительных Материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Н. Х. Арутюнян—Напряжения и деформации в бетонных массивах с учетом ползучести бетона. ДАН Арм. ССР VII, № 5, 1947.
2. Н. Т. Мелешенко и А. Л. Моженишинов—Расчет напряжений в круговой арке при воздействии гидростатической нагрузки и температуры. Изв. Научно-исслед. Ин-та Гидротехники. 22, 1938, стр. 230.

Հր. Ճ. Հախնազարյան

ԲԵՏՈՆԵ ԱՆՀՈԴԱԿԱՊ ԿԱՄԱՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԻ ՀԱՐՑԻ ՇՈՒԴՋԸ՝
ՀԱՇՎԻ ԱՌՆԵԼՈՎ ԲԵՏՈՆԻ ԿԾԿՈՒՄԸ ԵՎ ՍՈՂՈՒՆՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Բետոնի կծկումն անբարենպաստ կերպով է ազդում կոնստրուկցիայի աշխատանքի վրա և որպես կանոն առաջացնում է լրացուցիչ լարումներ: Կծկումային լարումների հաշվառումն առաջ է բերում բետոնե և երկաթբետոնե կոնստրուկցիաների ծանրացում:

Սույն աշխատության մեջ հեղինակը փորձել է սրտել բետոնե կամարի կծկումային լարումները՝ հաշվի առնելով բետոնի սողունությունը:

Կիրառելով Ն. Ք. Հարությանյանի առաջարկած մեթոդը կամարի փակման ժամանակի տարբեր նշանակությունների համար ($\tau=7$ օր, 28 օր, 50 օր, 90 օր, 270 օր), որոշված են առաձգական-ակնթաքային լոնգրի կծկումային լարումները և կծկումային լարումները, հաշվի առնելով բետոնի սողունությունը:

Կատարված հետազոտությունները հնարավորություն են տալիս հաստատել, որ բետոնե կամարի հաշվարկման ընդունված մեթոդներում կրժկումային լարումներն ակնհայտորեն մեծ են ընդունվում: Բետոնե կամարների հաշվարկը, հաշվի առնելով սողունությունը, հնարավորություն է տալիս էապես նվազեցնել կծկումային լարումները:

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Г. А. Арзуманян

Антисептические свойства некоторых отходов химической промышленности Армянской ССР

Вопрос обеспеченности строительных организаций антисептиками в условиях Армянской ССР является весьма острым. Стандартные антисептики, применяемые в общесоюзной практике предохранения древесины от гниения, являются дефицитными и получение их связано с определенными трудностями. Особенно это относится к креозоту и другим маслянистым антисептикам. Кроме дефицитности, материалы эти не транспортабельны и требуют выделения специальных цистерн для их перевозки. Малое распространение антисептиционных работ в строительстве в Армянской ССР объясняется, главным образом, отсутствием антисептических материалов у большинства строительных организаций. Применяемые иногда в нашей строительной практике в качестве антисептиков различные мазуты и битумы совершенно не придают обработанной ими древесине грибоустойчивости, т. к. сами антисептическими свойствами не обладают. Поэтому, вопрос об изыскании антисептиков, получаемых на базе местного недефицитного сырья, могущих полностью заменить заводские, представляется весьма актуальным, особенно теперь, в связи с небывалыми масштабами строительства в нашей республике.

В поисках местных недефицитных материалов, обладающих токсичностью по отношению к древоразрушающим грибам, мы занялись изучением отходов местной химической промышленности, считая, что именно здесь можно скорее всего найти интересующие нас материалы.

Предварительными ориентировочными опытами было установлено, что такими материалами могут быть два отхода одного из заводов республики — «кубовые остатки» и «масляный слой».

Изучение токсических свойств этих отходов было осуществлено по методике испытания на искусственной питательной среде [1]. Методика эта является стандартной для первого испытания новых антисептиков и, несмотря на некоторую условность получаемых результатов, дает вполне определенное представление о токсических свойствах испытуемых материалов.

Питательной средой было выбрано агаризованное пивное сусло (25% агар-агара). Исследуемое вещество вводилось в предварительно стерилизованную среду в количестве, соответствующем определенной концентрации, после чего производилось тщательное перемешивание для получения равномерной эмульсии. Затем среда разливалась по шести пробиркам, которым сейчас же придавалось наклонное положение („косой агар“). После застывания три пробирки заражались чистой культурой гриба *Coniophora cerebella*, а три — культурой гриба *Merulius lacrymans*.

При попытке стерилизовать среды после введения в них „кубовых остатков“ и „масляного слоя“ оказалось, что среды оставались жидкими и не затвердевали даже после того, как пробирки остуживались в холодной воде, вероятно, вследствие взаимодействия при стерилизации между средой и введенными в нее „кубовыми остатками“ и „масляным слоем“.

Ориентировочные испытания были произведены при широком диапазоне концентраций. В результате этих испытаний было установлено, что предельная доза „кубовых остатков“ и „масляного слоя“ для названных выше грибов находится ниже 0,35%. Исходя из этого, были приготовлены среды с содержанием исследуемых отходов от 0,15 до 0,35%. Заражение производилось теми же культурами грибов. Каждое испытание производилось в трех повторностях. Одновременно заражались контрольные среды без примесей. После заражения пробирки хранились при температуре 25—28°C и в течение одного месяца велось наблюдение за ростом гриба в пробирках.

Предельными дозами были приняты средние между дозами, при которых рост гриба не имел места и дозами, при которых происходил слабый, угнетенный рост. Эти дозы для двух названных грибов приведены в таблице 1.

Таблица 1

Предельные дозы „кубовых остатков“ и „масляного слоя“ для грибов *Coniophora cerebella* и *Merulius lacrymans* на искусственной питательной среде

№№ п/п	Наименование исследуемых веществ	Предельные дозы для грибов в (‰)	
		<i>Coniophora cerebella</i>	<i>Merulius lacrymans</i>
1	„Кубовые остатки“	0,2—0,25	0,15—0,2
2	„Масляной слой“	0,15—0,2	0,15—0,2

Ввиду сложного химического состава компонентов „кубовых остатков“ и „масляного слоя“ было решено дальнейшие исследования вести по линии изучения токсичности содержащихся в них отдельных фракций. Такое исследование чрезвычайно важно, ибо если ока-

здесь бы, что наиболее токсичными являются самые легкие фракции, то „кубовые остатки“ и „масляный слой“ в качестве антисептиков могли бы оказаться непригодными, так как вследствие летучести наиболее ядовитых легких фракций пропитанная ими древесина в течение короткого времени могла бы потерять сообщенную ей грибоустойчивость.

Для установления фракционного состава „кубовых остатков“ и „масляного слоя“ непосредственно из завода в разные дни было взято по три пробы этих отходов. Первая проба „кубовых остатков“ была взята—23/IV—49 г., вторая—24/X—49 г. и третья—7/II—50 г. Первая проба „масляного слоя“ была взята 8/II—49 г., вторая—16/IX—49 г. и третья—7/II—50 г.

Фракционным и химическим анализами было установлено, что „кубовые остатки“ и „масляный слой“ состоят из одних и тех же компонентов.

В таблице 2 приведено среднее процентное содержание отдельных фракций во взятых пробах.

Таблица 2

Среднее содержание отдельных фракций в „кубовых остатках“ и „масляном слое“

№ № п/п	Фракции	Температура кипения °C	Количество фракций в % (среднее из анализов трех проб)	
			Кубовые остатки	Масляный слой
1	I	59	7,3	11,8
2	II	127	57,1	10,6
3	III	137—230	11,4	16,4
4	IV	230—245	8,3	25,4
5	V	выше 245	16,20	35,8

Произведенными анализами установлено, что в трех пробах как „кубовых остатков“, так и „масляного слоя“ содержание фракций II, III и IV колеблется в незначительных пределах. Что же касается содержания фракций I и V, то оно колеблется в „кубовых остатках“: фракция I—в пределах от 2,8% до 13,9%, и фракция V—в пределах от 22,6% до 3,5%, а в „масляном слое“ фракция I—в пределах от 6,0% до 15,7% и фракция V—в пределах от 46,2% до 25,5%. Эти колебания в содержании фракции I и фракции V объясняются тем, что фракция I со временем полимеризуется и этим увеличивает содержание фракции V. Так, в зависимости от того, когда произведен анализ после взятия пробы, получается то или иное содержание как фракции I, так и фракции V.

Для определения токсичности отдельных фракций была применена описанная выше методика. Фракция V, представляющая из себя смолообразное вещество, растворялась перед введением в среду в бензоле, который, как известно, не обладает токсическими свойствами [2]. Испытания велись с теми же культурами грибов. В результате этих испытаний были определены для отдельных фракций предельные дозы. Эти последние сведены в таблицу 3.

Таблица 3

Предельные дозы отдельных фракций для гриба *Coniophora cerebella* и *Merulius lacrymans* на искусственной питательной среде

№ № п/п	Ф р а к ц и и	Предельные дозы в ‰	
		Для гриба <i>Coniophora cerebella</i>	Для гриба <i>Merulius lacrymans</i>
1	I	0,9—1,0	1,0—1,2
2	II	0,2—0,25	0,1—0,15
3	III	0,1—0,2	0,05—0,1
4	IV	0,05—0,1	0,05—0,1
5	V	1,0—2,	1,0—2,0

Наиболее токсичными оказались тяжелые фракции—III и IV, что является большим преимуществом, так как тяжелые фракции, отличающиеся наименьшей летучестью, обеспечивают наиболее длительную консервацию древесины.

То обстоятельство, что содержащаяся в предлагаемых к употреблению в качестве антисептиков отходах фракция I обладает свойством полимеризоваться, еще больше увеличивает ценность этих отходов в качестве антисептиков, так как в результате полимеризации в древесине после ее пропитки произойдет закупорка водопроводящих элементов, что в значительной степени будет препятствовать улетучиванию антисептика из древесины.

Таким образом, проведенные опыты показывают возможность применения „кубовых остатков“ и „масляного слоя“ в качестве антисептиков. Для рекомендации их строительной промышленности необходимо установить предельные дозы непосредственно на дереве и выяснить ряд вопросов, связанных с требованиями, предъявляемыми к маслянистым антисептикам. Работы эти нами ведутся и по окончании результаты их будут опубликованы.

При выполнении настоящей работы мы пользовались советами доктора биологических наук профессора А. А. Яценко-Хмелевского, которому считаем своим приятным долгом выразить благодарность.

Институт Строительных Материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР

ЛИТЕРАТУРА

1. С. И. Вакци—Методы исследования грибных болезней леса и повреждений древесины. 1934.
2. С. И. Вакци—Современное состояние вопроса о домовых грибах и о мерах борьбы с ними.—Тр. научно-технич. конференции по борьбе с поражением древесины в жилом фонде Ленинграда. 1947.
3. Б. П. Каракулин—К вопросу о методах испытания антисептиков, употребляемых при борьбе с домовыми грибами. Советская ботаника, № 2. 1939.

Գ. Ա. Արզումանյան

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ՔԻՄԻԱԿԱՆ ԱՐԴՅՈՒՆԱԲԵՐՈՒԹՅԱՆ ՄԻ ՔԱՆԻ ՄՆԱՑՈՒԿՆԵՐԻ ՀԱԿԱՆԵԻՉ ՀԱՏՎՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Փայտանյութը նեխելուց պաշտպանելու նպատակով Միութենական պրակտիկայում գործադրվող ստանդարտ հականեխիչները դեֆիցիտային են և նրանց ստացումը կապված է որոշ դժվարությունների հետ: Մեր շինարարության մեջ որպես հականեխիչ ևրենմա գործադրվող մագնեթն ու բիտումը փայտանյութին սնկագիմացիկունություն չեն հաղորդում, քանի որ նրանք հականեխիչ հատկություններ չունեն: Այդ պատճառով տեղական ոչ դեֆիցիտային հումքից ստացվող հականեխիչների ստացման գործը չափազանց ակտուալ է մեզ համար:

Հոգվածում տրված են Հայկական ՍՍՌ քիմիական գործարաններից մեկի մնացուկները որպես հականեխիչ օգտագործելու համար կատարած փորձերի արդյունքները: Փորձերը կատարված են փայտասունկերի երկու տեսակի նկատմամբ, արհեստական միջավայրի վրա: Սահմանված են ինչպես երկու հետազոտվող մնացուկների, այնպես էլ նրանց բաղադրիչ մասերի սահմանային զոզանները:

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

З. А. Ацагорцян и К. Г. Симонян

**Зависимость прочности легкого бетона
от крупности заполнителя**

Предел прочности бетонов на тяжелых заполнителях в основном зависит от марки цемента, цементно-водного фактора и способа укладки и хранения бетонов.

При соблюдении постоянства консистенции бетона марки вяжущего, расхода вяжущего на единицу объема бетона, при одинаковом способе укладки и хранения образцов прочность бетона тем выше, чем больше максимальная крупность заполнителя. Это объясняется тем, что с увеличением крупности заполнителей уменьшается суммарная поверхность зерен; тем самым уменьшается расход необходимого количества воды для получения заданной консистенции бетона. Уменьшение количества воды при постоянном расходе вяжущего приводит к увеличению цементно-водного фактора, что ведет, как известно, к увеличению прочности бетона. Таким образом, в тяжелых бетонах крупность заполнителя косвенно влияет на прочность бетона; прочность же тяжелых заполнителей, как известно, не играет существенной роли в тяжелом бетоне, т. к. она обычно значительно выше марки бетона.

В легких бетонах отличительной чертой является применение в качестве заполнителей легких и сравнительно слабых материалов. В данном случае, как доказано, прочность заполнителя влияет существенно на прочность бетона. Влияние оказывает, очевидно, и крупность заполнителя, но это влияние, должно быть, несколько отличается от подобного влияния в тяжелом бетоне.

Этим вопросом занимался М. З. Симонов, который подчеркивал неприменимость к легкому бетону общеизвестного закона влияния крупности заполнителя на прочность тяжелого бетона. Он утверждал, что с увеличением размера зерен легких заполнителей прочность бетонов остается почти неизменной [1]. Такое утверждение, как будет видно из дальнейшего изложения, может быть справедливо лишь в ограниченных пределах.

При увеличении крупности легких заполнителей на прочность бетона действуют два фактора. Первый фактор, действующий косвенно, это—уменьшение водопотребности бетона, т. е. тот же фак-

тор, что имеется и в тяжелом бетоне. Но в легком бетоне имеется и другой фактор—прямое воздействие крупности заполнителя на прочность бетона.

Такое прямое воздействие может быть вызвано рядом причин. Известно, например, что прочность материалов зависит от размеров испытываемых образцов, причем чем крупнее эти размеры, тем меньше прочность. Отсюда следует, что прочность дробленного заполнителя зависит от геометрических размеров зерен, т. е. от крупности: чем крупнее заполнитель, тем он слабее, следовательно, слабее и бетон на этом заполнителе. Попутно заметим, что слабость крупных зерен легкого заполнителя может быть вызвана не только их геометрическими размерами, но и наличием в них крупных пор, которые при более мелком дроблении материала, естественно, пропадают.

Можно привести также и другие возможные причины прямого влияния крупности заполнителя в легких бетонах на их прочность.

Как известно, цементный раствор образует скелет, в котором размещен заполнитель. Если представить, что раствор как бы образует купола над зернами заполнителя, то в тяжелом бетоне купол из раствора при своей работе как бы опирается (всей поверхностью) на заполнитель, прочность которого выше прочности самого цементного раствора. В легком же бетоне опирание купола из раствора на заполнитель происходит податливо, ибо здесь заполнитель имеет меньший модуль упругости. Следовательно, сравнительно большая часть нагрузки в легком бетоне передается на купол, образованный над заполнителем. Увеличением крупности легкого заполнителя мы увеличиваем пролет и тем самым ухудшаем условия работы купола, или иначе, ослабляем бетон.

Таким образом, с увеличением крупности легких заполнителей, с одной стороны, вследствие уменьшения водопотребности бетона (так же, как в тяжелом бетоне), мы будем иметь возрастание прочности бетона, но, с другой стороны, вследствие предположений, приведенных выше, понижение этой прочности.

Поскольку влияние второго фактора может быть чувствительным лишь при значительной крупности заполнителя, то можно предположить, что с увеличением крупности легких заполнителей под действием указанных двух факторов мы будем иметь вначале возрастание прочности до некоторого максимума, а затем постепенный спад.

Для изучения этого явления нами были проведены описанные ниже опыты.

Заготовка материалов для опытов

Из одной глыбы арктического туфа дроблением были получены щебень и песок. Щебень, путем просева через набор сит, рассортирован на фракции: 5÷10 мм, 10÷20 мм, 20÷40 мм, 40÷80 мм. Песок был просеян через сито с отверстиями в 5 мм.

Таблица 1

Гранулометрический состав песка

Отверстия сит в мм	5	2,5	1,2	0,6	0,3	0,15	Прошло через 0,15
Остаток на ситах							
в граммах	—	300	210	260	150	44	6
частные остатки в %	—	30	24	26	15	4,4	0,6
Подные остатки в %	—	30	54	80	95	99,4	

С целью определения предела прочности камня, из которого заготовили заполнитель, были заготовлены три кубика размерами $7 \times 7 \times 7$ см. Результаты испытания этих кубиков приведены в табл. 2.

Таблица 2

Результаты испытания образцов из арктического туфа

№№ п/п	Объемный вес в т/м^3		Предел прочности на сжатие в кг/см^2	
	Отдельных образцов	Средний	Отдельных образцов	Средний
1	1,51		167,5	
2	1,53	1,5	144,1	148,2
3	1,48		133,0	

В качестве вяжущего применялся портландцемент араратского завода, активностью 330 кг/см^2 .

Постановка опытов

Для установления зависимости прочности бетона от крупности заполнителей нами были проведены опыты над легким бетоном на заполнителях из арктического туфа.

Гранулометрический состав щебня был подобран по требованиям ГОСТ: через сито с отверстиями $1/2 D_{\text{наиб}}$ (где $D_{\text{наиб}}$ — наибольший размер щебня) должно проходить от 40 до 70% щебня. В наших опытах мы приняли среднее значение этой величины, т. е. 55%.

Было запроектировано четыре состава бетона при постоянном расходе цемента 250 кг/м^3 на заполнителях с наибольшей крупностью 5 мм (песок), 20 мм, 40 мм и 80 мм.

Соотношение песка к щебню (в последних трех составах) было установлено исходя из условия получения наиболее плотной смеси заполнителей.

Составы бетонов приведены в таблице 3.

Таблица 3

Расход материалов на 1 м³ бетона

№№ составов	Наибольший размер заполнителя в мм	Состав бетона на 1 м³					
		Цемент в кг	Песок		Щебень		Вода л
			кг	м³	кг	м³	
I	5	250	1170	1,0	—	—	438
II	20	250	474	0,44	805	1,0	401
III	40	250	433	0,44	876	1,0	393
IV	80	250	457	0,43	853	0,99	385

Количество воды в бетонах принималось из условия получения одинаковой пластичной консистенции.

При определении консистенции бетона (в свежееуложенном состоянии), в соответствии с работой канд. техн. наук В. М. Худавердяна, был использован конус увеличенных размеров, с высотой 40 см, ибо при одинаковой удобоукладываемости пластичный легкий бетон, в силу меньшего объемного веса, имеет меньшую осадку конуса Абрамса, чем тяжелый бетон [2].

Осадка конуса для всех составов применялась 5 см.

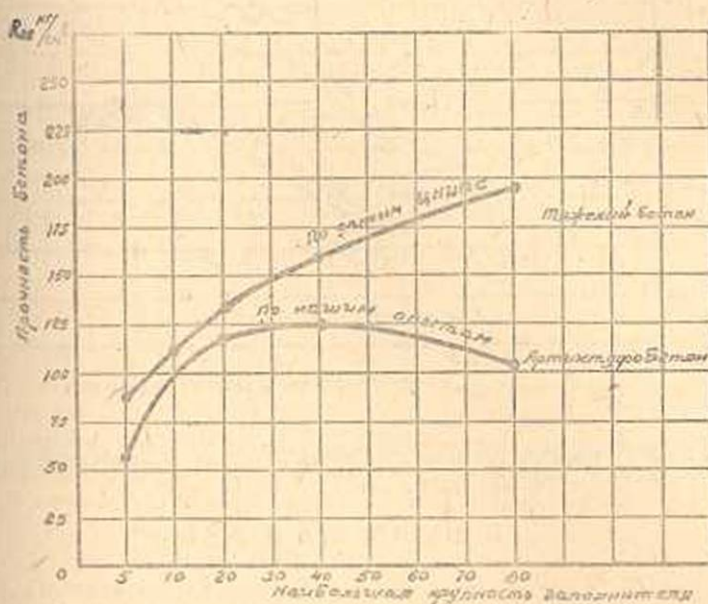
Из каждого состава были изготовлены кубики размерами 20×20×20 см. Кубики хранились в лаборатории при температуре 10—15°C в воздушной среде и испытывались в 28-дневном возрасте на гидравлическом прессе мощностью в 200 т. Результаты испытаний бетонов приведены в таблице 4.

Таблица 4

Результаты испытаний бетонов

№№ п/п	Составы	Возраст в днях	Объемный вес в т/м ³	Предел прочности на сжатие в кг/см ²	
				Отдельных образцов	Средний
1	I	28	1,69	58,1	57,3
2		28	1,64	56,6	
3		28	1,72	55,0	
4	II	28	1,72	117,0	118,7
5		28	1,66	117,0	
6		28	1,77	120,5	
7	III	28	1,70	120,5	125,1
8		28	1,77	125,6	
9		28	1,71	124,6	
10	IV	28	1,75	96,8	104,1
11		28	1,72	100,0	
12		28	1,72	108,3	

Результаты наших опытов графически изображены на фиг. 1 и 2. На фиг. 1 дана зависимость между прочностью испытанного нами арктикуфобетона и наибольшей крупностью заполнителя. Для сравнения приведена соответствующая зависимость также для тяжелого бетона. При этом мы использовали формулу прочности бетона, подставив в нее значение количества воды (потребного для пластичного бетона с осадкой конуса Абрамса в 5 см) из графика ЦНИПС-а [3].

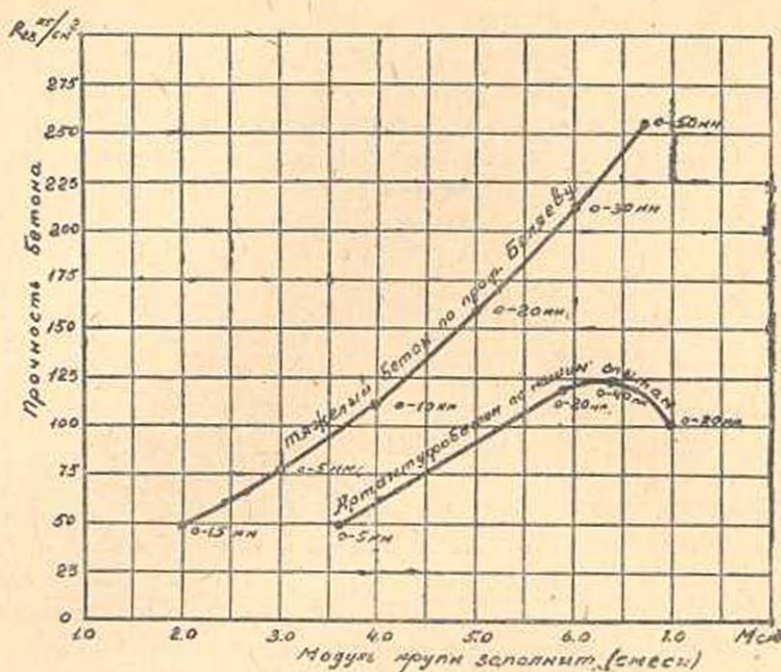


Фиг. 1. Кривые предела прочности бетонов в зависимости от наибольшей крупности заполнителей.

Фиг. 1 наглядно показывает, что прочность арктикуфобетона растет с повышением крупности заполнителя, достигая наибольшей величины при максимальной крупности щебня в 40 мм. При дальнейшем увеличении крупности заполнителя происходит понижение прочности бетона; при крупности щебня в 80 мм прочность бетона падает на 20% по сравнению с прочностью бетона при максимальной крупности в 40 мм.

На фиг. 2 представлена зависимость между прочностью бетона и модулем крупности смеси заполнителя по нашим опытам для арктикуфобетона и по данным проф. Бельева [4] для тяжелого бетона.

Как видно из фиг. 2, эта зависимость имеет тот же характер, что и зависимость, изображенная на фиг. 1. Наибольшая прочность испытанного нами арктикуфобетона соответствует модулю крупности смеси заполнителя 6,4.



Фиг. 2. Кривые предела прочности бетонов в зависимости от модуля крупности заполнителей.

Заключение

Исходя из данных опытов, можно сделать следующий вывод. Прочность легкого бетона при увеличении крупности заполнителя (наибольший размер зерен или модуль крупности) постепенно возрастает до определенного предела, после чего происходит понижение прочности бетона.

Такое явление в тяжелых бетонах не наблюдается, ибо там, при увеличении крупности заполнителя до пределов, практически применяемых, сопротивление все время растет.

Таким образом, наше предположение о существовании некоторого оптимума крупности легких заполнителей опытом подтверждается.

Косвенное влияние увеличения крупности заполнителей на прочность бетона доминирует над прямым влиянием до некоторого предела крупности заполнителя (в наших опытах до 40 мм), после чего наблюдается обратное явление.

Очевидно, эта предельная крупность заполнителя для каждого вида легкого бетона будет различной, в зависимости от свойств самого заполнителя, и должна определяться экспериментальным путем.

Институт Строительных Материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР.

Զ. Ա. Հաջազորժյան եւ Կ. Գ. Միմոնյան

ՔԵՔԵՎ ԲԵՏՈՆԻ ԱՄՐՈՒԹՅԱՆ ԿԱԽՎԱԾՈՒԹՅՈՒՆԸ ԼՑԻՉԻ ԽՈՇՈՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Արթիկտուֆաբետոնի վրա կատարված փորձնական հետազոտությունը ցույց է տալիս, որ լցիչի խոշորությունը մինչև որոշ աստիճան (ավյալ փորձերում 40 մմ) մեծացնելիս բետոնի ամրությունն աճում է, իսկ այդ խոշորության հետագա մեծացումը նվազեցնում է բետոնի ամրությունը:

Այս արդյունքները ցույց են տալիս, որ թեթև բետոնների դեպքում, հակառակ սովորական ծանր բետոնների, զոյուլթյուն ունի լցիչի խոշորության մի սահման, որը գերազանցելն աննպաստ է բետոնի ամրության համար: Այդ սահմանը թեթև բետոնի յուրաքանչյուր տեսակի համար տարբեր է և պետք է որոշվի փորձնական եղանակով:

ЛИТЕРАТУРА

1. М. С. Симонов—Легкий бетон на пористых заполнителях и его применение (Тр. IV Всесоюзной конф. по бетону и железобетонным конструкциям, ч. III, 1949).
2. В. М. Худавердян—Метод проектирования составов туфобетона. Ереван. 1950.
3. С. А. Миронов—Новые способы подбора состава бетона. Москва. 1944.
4. Н. М. Беляев—Метод подбора состава бетона. Ленинград. 1930.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

М. В. Касьян, И. А. Тер-Азарьев и А. А. Аюпов

К вопросу динамики резания естественных камней

Для конструирования станков, построения принципов рациональности совместной эксплуатации камнерезущих станков и режущего инструмента, для правильного выбора мощности привода к указанным станкам необходимо знать основные показатели динамики резания камня.

Основными факторами, влияющими на величину усилия резания, являются: физико-механические свойства камня, элементы стружки, скорость резания, геометрия режущего инструмента, степень изношенности режущих кромок инструмента и, наконец, наличие или отсутствие той или иной жидкости, содействующей процессу резания обрабатываемого камня. Перечисленные факторы связаны между собою таким образом, что изменение одного из них влияет на характер зависимости усилия резания от других, что приводит к сложности общей зависимости вообще.

Основной константой в различных процессах механической обработки хрупких тел, надо полагать, является твердость, между тем, как раз именно твердость естественных камней недостаточно изучена и даже нет четкого определения самого понятия твердости и его оценки.

Рассматривая твердость как местную прочность на выдавливание, нами были проведены предварительные опыты для того, чтобы иметь возможность увязать ее с показателями обрабатываемости, которая, в свою очередь, должна быть связана с разрушением.

Особенности разрушения хрупких тел сводятся к скачкообразности этого процесса. Одним из наиболее поздних трактовок понятия твердости является энергетическая трактовка [1]. При обработке хрупких тел образуется огромное количество мелких частиц со значительной поверхностью. По Ребиндеру [1], твердость можно характеризовать, как работу образования единицы новой поверхности твердого тела, т. е.

$$H = u \cdot \sigma,$$

где σ — поверхностная энергия, u — коэффициент пропорциональности, представляющий собой величину, обратную физическому коэффициенту полезного действия данного вида разрушения.

$$\frac{1}{u} = \frac{\sigma}{H} \leq 1$$

Необходимо отметить, что в условиях разрушения резанием величина H для одного и того же вида разрушения будет меняться, т. к. при одном и том же обрабатываемом материале значения u будут меняться в зависимости от величины подачи и скорости резания. Действительно, в зависимости от этих факторов, степень диспергирования различна, а, следовательно, различна и образуемая новая поверхность. Поэтому попытки отождествлять твердость с поверхностной энергией также недостаточно обоснованы.

Необходимо отметить, что для хрупких тел прочность на сдвиг может приблизиться к показателям прочности на растяжение. В этом, пожалуй, одно из существенных отличий обработки резанием камня от обработки резанием пластичных металлов, у которых прочность на сдвиг в сотни раз меньше прочности на разрыв.

Важно также отметить, что при растяжении разрушение наступает при достижении предельного состояния нормальными напряжениями, тогда как при сжатии хрупких тел разрушение связано с касательными напряжениями.

Учет этих особенностей разрушения хрупких тел чрезвычайно важен при изучении процесса резания, ибо соответствующим образом меняя геометрию режущего инструмента, можно создать условия, при которых касательные напряжения будут максимальными, что, в свою очередь, уменьшит потребляемую на резание работу и износ режущего инструмента.

В отличие от металлов, прочность хрупких тел непрерывно уменьшается с увеличением продолжительности и степени деформации и их сопротивление не зависит от скорости деформирования, оставаясь постоянным.

Однако, вопросы усилий и напряжений, возникающих в процессе разрушения горных пород, несмотря на свою важность, не получили своего решения. Ни методы Фишера, Шлезингера, Саломона, ни принципы, предложенные проф. В. Д. Кузнецовым и В. А. Кривоуховым, предложившими принять процесс резания металлов как процесс сжатия, не могут быть использованы при обработке камней резанием. Ни одна из реологических схем не может быть принята в основу для решения задачи. Поэтому мы встали перед необходимостью решения этого вопроса экспериментальным путем.

Ввиду многочисленности факторов, влияющих на усилие резания, мы ограничились исследованием влияния глубины резания, скорости и подачи на усилие резания, оставляя все остальные факторы постоянными. Это тем более правильно, что на первом этапе работы нам необходимы данные, которые позволили бы правильно рассчитать основные звенья камнерезущих станков.

Экспериментальное исследование усилий, возникающих в про-

цессе резания камней, можно решать двумя путями: косвенным методом и методом непосредственного измерения.

Одним из таких косвенных методов является определение потребляемой на резание мощности и, исходя из этого, возникающих усилий.

Для изучения возникающих при резании камней усилий косвенным методом мы воспользовались меккофером, включенным по схеме Арона.

Определяя мощность холостого хода N_{xx} , рабочего хода N_{px} при различных сочетаниях скорости резания V м/мин., подачи на зуб и глубины резания и считая, что мощность, затрачиваемая на преодоление вредных сил сопротивления, при рабочем ходе приблизительно равна той же мощности при холостом ходе, определяем мощность, затрачиваемую на процесс резания, как: $N_p = N_{px} - N_{xx}$.

Имея зависимость $N_p = \frac{P_p \cdot V}{4500}$, определяем $P_p = \frac{4500 N_p}{V}$ кг

или $M_{кр} = 716,2 \frac{N}{n}$ кг. м. и $P_p = \frac{M_{кр}}{R}$, где R — радиус фрезы.

Разделив P_p на сечение стружки, определяем удельное давление резания:

$$K_s = \frac{P_p}{f}.$$

В табл. 1 — 6 приведены данные удельных давлений резания, определенные указанным выше методом.

Таблица 1

Туф арктический

$N_{\text{кр}} \frac{n}{n}$	Режим резания			K_s кг/мм ²
	V м/мин.	S_z мм/зуб	t мм	
1	94	0,5	6	1,81
2	94	1,0	6	1,32
3	94	1,0	2	1,2
4	94	1,0	4	1,
5	94	1,0	8	1,2
6	47	2,0	6	0,85
7	15	2,0	6	2,95
8	15	3,13	6	2,08
9	15	6,3	6	1,58

Таблица 2

Туф аванский, красный

$N_{\text{кр}} \frac{n}{n}$	Режим резания			K_s кг/мм ²
	V м/мин.	S_z мм/зуб.	t мм	
1	47	1,0	6	0,73
2	47	2,0	6	0,66
3	94	1,0	6	0,58
4	94	0,5	6	0,71
5	94	0,5	2	0,81
6	94	0,5	6	0,71
7	94	0,5	8	1,33

С целью проверки полученных данных и определения значения K_s более точным методом были поставлены специальные эксперименты по непосредственному определению усилий резания. С этой целью, сконструировав и собрав специальное приспособление, мы приступили к оценке K_s на различных сечениях стружки, в условиях малой скорости и несвободного резания, оставив геометрию инструмента той же.

Таблица 3

Туф аванский, черный

№№ п/п	Режим резания			K_s кг/мм ²
	V м/мин.	S _z мм/зуб.	t мм	
1	94	1,0	6	0,725
2	94	1,0	8	0,715
3	94	1,0	2	0,86
4	94	1,0	4	0,71
5	94	0,5	4	0,815
6	47	1,0	4	0,88
7	47	2,0	4	0,65
8	23,5	1,0	4	0,17
9	23,5	4,0	4	0,82

Таблица 4

Туф калагеранский

№№ п/п	Режим резания			K_s кг/мм
	V м/мин.	S _z мм/зуб.	t мм	
1	94	1,0	6	0,96
2	94	1,0	2	0,96
3	94	1,0	8	1,0
4	47	2,0	4	0,8
5	47	1,0	2	1,17
6	47	1,0	6	1,2
7	23,5	1,0	6	1,5

Таблица 5

Гранит памбакский

№№ п/п	Режим резания			K_s кг/мм ²
	V м/мин.	S _z мм/зуб.	t мм	
1	12	1,0	4	27,0
2	12	2,0	4	18,0
3	12	4,0	4	12,5
4	7,5	4,0	4	14,5
5	15	4,0	4	20,5

Таблица 6

Базальт

№№ п/п	Режим резания			K_s кг/мм ²
	V м/мин.	S _z мм/зуб.	t мм	
1	47	2,0	4	3,3
2	47	2,0	6	3,36
3	47	2,0	2	3,28
4	47	1,0	2	4,9
5	23,5	2,0	4	5,7
6	7,5	2,0	4	10,4
7	7,5	4,0	4	7,6

Некоторые результаты этих исследований приведены в табл. 7.

Таблица 7

№№ п/п	Сечение стружки в мм ²	Усилие резания в кг	Значения K_s кг/мм ²	Обрабатываемый материал
1	13,7	11,75	0,86	Туф аванский, черный Расчетн. среднее $K_s = 0,76$ кг/мм ²
2	26,15	21,3	0,82	
3	61,75	34,55	0,565	
4	10,15	9,5	0,92	Туф аванский, красный Расчетн. среднее $K_s = 0,715$ кг/мм ²
5	46,45	34,45	0,76	
6	50,9	28,95	0,57	
7	13,4	16,75	1,24	Туф арктический Расчетн. среднее $K_s = 1,02$ кг/мм ²
8	24,75	25,85	1,04	
9	45,4	34,5	0,76	

Изучение динамики износа режущего инструмента и сопоставление степени износа резца с величиной K_s показало, что с увеличением износа режущей кромки величина K_s растет.

Приведенные в таблицах данные позволяют сделать вполне определенные выводы:

1. Значение удельных давлений резания K_s почти не зависит от глубины резания. Такая зависимость вполне логична, поскольку из-

менение глубины резания меняет лишь длину находящейся в работе режущей кромки.

2. Значения K_s существенным образом зависят от величины подачи, а именно, с увеличением подачи значения K_s уменьшаются. Тут наблюдается оригинальная зависимость K от масштабного фактора, а именно, его одностороннее действие. Если масштабный фактор с изменением сечения стружки за счет глубины резания не оказывал влияния на величину K_s , то изменение сечения стружки за счет подачи оказывает существенное влияние. Логичность такой зависимости величины K_s от масштабного фактора становится ясной, если учесть, что стружкообразование происходит в направлении подачи.

Следует добавить, что кроме масштабного фактора имеют влияние и другие факторы, в частности, влияние концентрации напряжений, возникающих в условиях резания.

3. Скорость резания оказывает самое существенное влияние на величину K_s ; между ними существует обратная связь, т. е. с увеличением скорости уменьшаются значения K_s .

Противоречивость такой зависимости K_s от скорости резания заложенному ранее, где было сказано, что сопротивление хрупких тел не зависит от скорости деформирования, вытекает из тех физико-механических явлений, которые сопровождают процесс резания.

Действительно, если выразим усилие резания для данного сечения стружки через K_s , то можно написать: $P_z = K_s \cdot t \cdot s$. Тогда работа резания на пути l выразится так: $P_z \cdot l = K_s \cdot t \cdot s \cdot l$, откуда

$$K_s = \frac{P_z \cdot l}{t \cdot s \cdot l} = \frac{A}{t \cdot s \cdot l}$$

Переходя к удельной работе, определяем K_s как работу, необходимую для разрушения и отделения единицы объема камня из массы его. С другой стороны, эта работа при резании будет складываться, в основном, из работы трения инструмента и работы диспергирования стружки, т. е. $K_s = W_{тр} + W_{дисп}$.

Даже принимая $W_{дисп} = \text{const.}$, работа трения $W_{тр}$ будет уменьшаться с увеличением скорости резания, чем можно частично объяснить уменьшение значения K_s с увеличением скорости резания.

4. Сравнение значений K_s с показателями прочности камней и показателями твердости, определенными методом вдавливания, показывает, что значения K_s растут с увеличением твердости и прочности.

5. Зависимость усилия резания от элементов сечения стружки, в общем виде, выражается известной из резания металлов закономерностью [2], причем показатель степени при подаче $S < 1$ является функцией обрабатываемого камня и скорости резания.

ԼԻՏԵՐԱՏՈՐԱ

1. А. Н. Шрейнер—Твердость хрупких тел. 1947.
2. И. М. Беспрозванный—Физические основы учения о резании металлов. 1941.
3. Отчет Лаборатории Обработки Камня Института Стройматериалов и Сооружений. 1949.

Մ. Վ. Կասյան, Ի. Ա. Տեր-Ազարյեվ, Ա. Ա. Ակոպով

ԲՆԱԿԱՆ ՔԱՐԵՐԸ ԿՏՐԵԼՈՒ ԴԻՆԱՄԻԿԱՅԻ ՀԱՐՑԻ ՄԱՍԻՆ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Ուսումնասիրված են այն ճիգերը, որոնք առաջանում են բնական քարերը կտրելու պրոցեսում: Կատարված փորձերը թույլ են տվել գտնել, որ կտրման տեսակարար ճիգերը, որոնք անհրաժեշտ են տվյալ տեսակի քարը կտրելու միջոցով մշակելու ընթացքում նրանից անջատվող մասերի կտրվածքի մեկ միավորի համար, կախում ունեն առաջին հերթին կտրման արագությունից և անջատվող մասերի հաստությունից և կախում չունեն կտրման խորությունից: Պարզված է նաև, որ քարի ամրության աճման հետ միասին աճում են նաև նրա կտրման տեսակարար ճիգերը:

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

А. А. Аракелян

**О некоторых физико-механических свойствах растворов
кладки древних сооружений Армении**

В древних сооружениях Армении почти единственным видом кладки являлась кладка с облицовочными плитами.

Облицовочные плиты из разнообразных туфовых камней весом от 80 до 200 кг и толщиной от 15 до 30 см обрабатывались вручную.

Толщина кладки колебалась от 90 до 120 см и больше, толщина же самого ядра, которое является несущей частью стены, равнялась не менее 40—50 см.

Облицовочные плиты, как можно полагать, использовались в качестве опалубки во время производства работ и оставались без специального закрепления их с ядром.

Плиты по наружному периметру укладывались насухо, швы между плитами снутри закрывались жирным известковым раствором, чтобы заливка не вытекала. Пространство между плитами заполнялось известковым раствором удобоукладываемой консистенции, слоями толщиной 10—15 см, и в каждый слой раствора втапливались плашмя отходы туфовых камней („хибар“), которые тогда, как и теперь, имелись в большом количестве в карьерах.

Возведенную таким способом кладку ядра можно назвать буторастворной [1].

Облицовочные плиты обтесывались вручную начисто с лицевой стороны и шириною 2—3 см по четырем боковым граням. Остальная часть граней отрубалась наклонно вовнутрь. Благодаря такой форме плиток раствор охватывал их толстым слоем и большой площадью, что, несомненно, увеличивало сцепление плиток с ядром.

Наблюдение над древними памятниками Армении показывает, что облицовочные плиты из туфовых камней имеют большую силу сцепления с ядром: при ломке стен легче разрушить камни, чем отделить их от раствора.

Интересно привести мнение известного архитектора-археолога Тороса Тораманяна [2] о прочности древних сооружений, возведенных на туфовом камне и известковом растворе.

„Повидимому, спустя некоторое время после знакомства с известковым раствором, началось применение туфового камня, как наиболее удобного материала для создания прочного массива с известковым раствором.

По моему мнению, если бы в древности совместно с известковым раствором не применяли исключительно туфовые камни, может быть, мы в Армении не нашли бы столько уцелевших или полууцелевших древних построек“.

„... Редкие примеры построек из базальта на известковом растворе сравнительно лучше сохранились, но они не так монолитны, как постройки из туфовых камней“, и далее: „В течение всей нашей эры всегда было принято возводить стены из туфа на известковом растворе, ибо, как замечено было нашими предками, туф является единственным камнем, который прочно соединяется и составляет монолитный массив с известковым раствором“.

В течение веков от атмосферного воздействия или механических сил на многих древних сооружениях часть облицовочных плит выпала, однако буро-растворное ядро продолжает оставаться невредимым (фиг. 1).



Фиг. 1.

Для изучения физико-механических свойств раствора этого ядра нами обследовано 5 характерных храмов древней Армении. Образцы растворов для испытаний, выпиленных из стен храмов, показаны на фиг. 2. Результаты этих обследований приводятся в табл. 1.

Изучением древних строительных растворов занимались многие исследователи. В частности Б. С. Швецов и В. В. Суровцев [3], ис-

Таблица 1

№ п/п	Местонахождение и наименование храма, из стен которого вырублены образцы	Объемный вес образцов	Удельный вес образцов	Водопоглощаемость образцов (в %/о/о)	Размеры испытываемых образцов (в см.)	Предел прочности при сжатии в кг/см ²		Род песка в растворе	Дата постройки храма
						Отдельных образцов	Среднее		
1	Аванский храм (недалеко от г. Еревана)	1,32	2,50	19,0	9 × 6 × 6 9 × 8 × 8 10 × 9 × 9	22,5 21,5 35,0	26,5	Песок из вулканического шлака	VI век
2	Храм Ереурик (5 км от ж.-д. станции Ани)	0,88	2,25	36,0	7 × 8 × 8 6 × 7 × 7 6 × 7 × 6	27,0 29,0 24,0	26,5	Пемзовый песок	VI век
3	Храм Мармашен (7—8 км от Ленинакана, на берегу р. Ахуран)	1,75	2,45	10,0	7 × 6 × 6 8 × 6 × 5 6 × 6 × 5	15,0 21,5 16,5	17,5	Речной кварцевый песок	X век
4	Храм „Лмбата“ в Артике	1,35	2,55	16,5	8 × 7 × 6 10 × 8 × 6	25,5 24,5	25,0	Песок из легких вулканических пород	VII век
5	Храм „Талин“ (с. Верхний Талин)	1,25	2,42	31,0	10 × 9 × 8 8 × 7 × 6	65,5 50,0	58,0	„	VII век
6	Церковь „Григор Лусаворич“ или „Асгвацацин“ в г. Ереване	1,30	—	26,5	7 × 6 × 8 7 × 7 × 9 7 × 7 × 8	19,5 24,6 27,6	24,0	„	1869—1902 г.
7	„Одзун“ (с. Узунлар)	1,27	—	26,5	5,5 × 5,5 × 6 7,1 × 7,6 × 8 6,3 × 5,2 × 7	42,1 51,0 44,6	46,0	Пемзовый песок	V—VI век

Примечание: Поверхность образцов при их изготовлении получалась грубой (с большими изъянами).

Перед испытанием две противоположные поверхности образцов выравнивались алебастром и испытывались после двухсуточной выдержки.



Фиг. 2.

следовавшие древние строительные растворы на кварцевом песке из 7 различных древних сооружений показали, что прочность их на сжатие составляет от 13 до 17 кг/см², что достаточно близко к данным прочности образцов, выпиленных нами из храма Мармашен (табл. 1).

Сравнительно невысокая прочность древних растворов, являющаяся обычной для известковых растворов, говорит о том, что применение каких-либо ускорителей для повышения прочности известковых растворов не имело места и что кажущаяся необычайно высокая прочность древних растворов не соответствует действительности.

Как видно из таблицы 1, прочность растворов, приготовленных на песках вулканического происхождения, значительно превышает прочность раствора, приготовленного на речном кварцевом песке, несмотря на то, что прочность зерен песка вулканического происхождения намного ниже прочности зерен кварцевого песка.

На основании ряда работ [4, 5] можно утверждать, что в известковых растворах, изготовленных на гидравлически активных песках, происходит химическое воздействие $\text{Ca}(\text{OH})_2$ на кремнезем, имеющийся в песках в аморфном виде, что и увеличивает прочность раствора. Подобное воздействие не имеет места при кварцевых песках, ввиду кристаллического состояния кремнезема.

Вопрос о роли кварцевого песка в древних известковых растворах с точки зрения прочности и химического взаимодействия с известью интересовал многих исследователей. Ряд зарубежных ис-

следователей, как, например, Бауэр, Зегер, Кремер и другие, изучавшие древние растворы, никак не могли установить, существует ли химическое взаимодействие между зернами кварцевого песка и известью в известковых растворах.

Позднее советские исследователи Б. С. Швецов и В. В. Суровцев доказали, что даже в древних растворах гидратная известь $\text{Ca}(\text{OH})_2$ никакого химического воздействия на кварцевый песок не оказывала [3].

Как известно, воздействие $\text{Ca}(\text{OH})_2$ на кремнезем является основным процессом твердения известково-пудцолановых цементов. Поэтому можно сказать, что наши предки, применяя в известковом растворе пески вулканического происхождения, фактически получали вяжущее, подобное известково-пудцолановому цементу.

Любопытно отметить, что известковые растворы, как показало наше обследование древних храмов, в тонких наружных швах не имеют почти никакой прочности—крошатся. Повидимому, туфовые облицовочные камни впитывают воду из раствора и этим самым препятствуют нормальному его твердению.

Институт Строительных Материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР

ЛИТЕРАТУРА

1. А. А. Аракелян—Некоторые физико-механические свойства кладки из бутораствора на туфовых заполнителях. Изв. АН Арм. ССР (физ.-мат., естеств. и техн. науки), I, № 6, 1948.
2. Т. Тораманян—Материалы по истории армянской архитектуры. Изв. Арм. ФАН СССР, 1942.
3. В. С. Швецов и В. В. Суровцев—Древние строительные растворы. Тр. Ин-та Строит. мат. минерального происхожд. и стекла. Москва, 1930.
4. В. К. Юнг—Введение в технологию цемента. Ленинград, 1938.
5. Д. Н. Менделеев—Основы химии.

Հ. Ս. Առաքելյան

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ՀՆԱԳՈՒՅՆ ԿԱՌՈՒՑՈՒՄՆԵՐԻ ՇԱՐՎԱԾՔՆԵՐԻ ՇԱՂԱԽՆԵՐԻ ՄԻ ՔԱՆԻ ՖԻԶԻԿՈ-ՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՏՎՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հոգիվածում հեղինակը բերում է մի քանի բնորոշ հնագույն եղեղեցիների շարվածքների շաղախների մի քանի ֆիզիկո-մեխանիկական հատկությունները պարզելու համար Հայաստանի Գիտությունների Ակադեմիայի Նինաբարական Նյութերի և Կառուցվածքների Ինստիտուտում կատարված ուսումնասիրությունների արդյունքները: Բերված տվյալներից երևում է, որ այն շաղախները, որոնք պատրաստված են եղել հրաբխային ծաղում ունեցող աղաղներից, ավելի ամուր են, քան այն շաղախները, որոնք պատրաստված

են եղել գետերի (քվարցային) ավազից: Դրա սկսածան այն է, որ հրաբխային ծագում ունեցող ավազների դեպքում կիրք քիմիական ներգործում է այդ ավազների մեջ ամորֆ վիճակում եղած սիլիցիումի օքսիդի վրա, որի հետևանքով էլ ավելանում է շաղախի ամբռնությունը, մինչդեռ գետային ավազի մեջ եղած բյուրեղական վիճակում գտնվող սիլիցիումի օքսիդի վրա կիրք չի ազդում:

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

В. М. Худавердян

Об измерении консистенции легких бетонов*

Одним из основных требований, предъявляемых строительным производством к бетону, является требование консистенции.

Как известно, консистенция бетона задается условиями производства: способом укладки, характером бетонизируемой конструкции и т. д.

Для измерения консистенции бетона предложено много способов. Разнообразие и многочисленность этих способов объясняется тем, что каждый из них численно характеризует одно или два свойства бетонной массы. Свойств же этих — изрядное количество: растекаемость под действием собственного веса, удобство заполнения форм, удобство перемещения по наклонным путям, легкость введения в бетон штыков, лопат и вибраторов, удобство перемешивания, нерасслаиваемость и т. д. Комплекс этих свойств и составляет понятие „консистенция“.

Из всех способов измерения консистенции обычного или тяжелого бетона наибольшее признание и распространение получил способ, основанный на определении осадки (сплыва) бетонного конуса под действием собственного веса. Большим успехом этот способ обязан своей подкупающей простоте, практичности и удобству.

Некоторые авторы усматривают недостаток и недостаточность этого способа в том, что он характеризует консистенцию бетонной массы на основе лишь одного свойства этой массы, не затрагивая других ее свойств.

Следует отметить, что различные свойства бетонной массы не независимы друг от друга, и каждый из них в известной мере предопределяет другие свойства массы. Конус, характеризуя один из основных и важнейших для строительного производства свойств бетонной массы — спływ под действием собственного веса, дает представление также и о связности этой массы. Он дает возможность с достаточной для практики точностью измерять консистенцию пластичных тяжелых бетонов. Нормальный конус ($d = 10$ см, $D = 20$ см,

* Доложено на научной сессии Института Строительных Материалов и Сооружений Академии Наук Армянской ССР 18—19 ноября 1946 г.

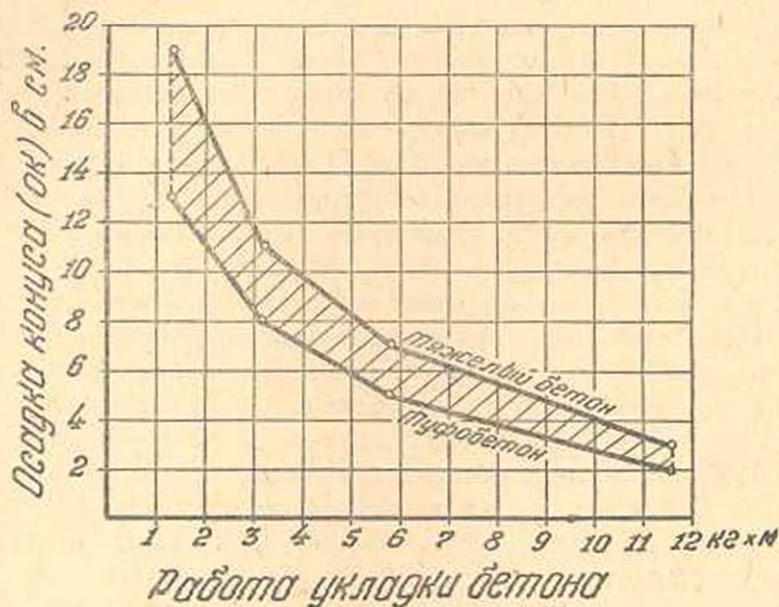
$H = 30$ см) составляет неизменную принадлежность любой полевой и исследовательской лаборатории бетона и узаконен ОСТ 90050—39.

Что касается легких бетонов и, в частности, пемзобетона и туфобетона, то измерение консистенции их обычно производится также нормальным конусом.

Наша многолетняя работа в области легких бетонов приводит к выводу, что нормальный конус дает преуменьшенные числовые характеристики консистенции легких бетонов по сравнению с тяжелыми бетонами.

Для краткости и ясности дальнейшего изложения введем термин „равноконсистентные“ бетоны, подразумевая под этим такие бетонные массы, для укладки коих в идентичные формы требуется затрата одинаковой работы при одинаковых же способах укладки.

При измерении консистенции конусом легкий бетон дает меньшую осадку, нежели „равноконсистентный“ с ним тяжелый бетон. Это наглядно видно из результатов наших опытов, представленных на фиг. 1. По горизонтальной оси отложена характеристика удобо-



Фиг. 1.

укладываемости (консистенции) бетона—работа в $\text{кг}/\text{м}$, необходимая для превращения встряхиванием бетонного конуса в неполный кубик на приборе проф. Б. Г. Скрамтаева, по вертикальной оси—осадки конуса (ОК)* в см. Заштрихованная площадь указывает отставание осадки туфобетона по сравнению с тяжелым бетоном.

* В дальнейшем принято обозначение: „ОК“—осадка конуса.

Как в этих, так и в других наших опытах (см. ниже), подбор составов равноконсистентных бетонов производился при помощи прибора Скрамтаева. На верхней деревянной площадке устанавливалась железная форма $20 \times 20 \times 20$ см, в которую вставлялся освобожденный от нижних лапок нормальный конус с уменьшенным на 2—3 мм нижним диаметром. После наполнения конуса бетоном и съема его бетон подвергался встряхиванию. Признаком равноконсистентности двух бетонных масс считалась затрата одинаковой работы для превращения конусов этих бетонов в неполные кубики. Равноконсистентность достигалась изменением водной добавки.

Из фиг. 1 можно усмотреть, что если две пластичные массы из легкого и тяжелого бетона обладают одинаковой ОК, то они на самом деле являются „равноконсистентными“, при этом легкий бетон более пластичен.

Легкий бетон и, в частности, туфобетон обладает скрытой *пластичностью*, которая не обнаруживается при статическом измерении консистенции конусом, но выявляется при укладке бетона. Это подтверждается, например, тем, что туфобетон, обладающий видимой осадкой конуса в 4—5 см, укладывается в конструкцию так же хорошо, как и тяжелый бетон с осадкой конуса в 6—7 см.

Отставание осадки туфобетона и, вообще, легкого бетона, от осадки равноконсистентного с ним тяжелого бетона, очевидно, следует объяснить меньшим объемным весом легкого бетона.

При применении нормального конуса для измерения консистенции легких бетонов до сих пор обходили факт отставания осадки легкого бетона от осадки равноконсистентного с ним тяжелого бетона. Для легких бетонов молчаливо пользуются той же шкалой консистенции, что и для тяжелого бетона.

Как известно, по этой шкале тяжелый бетон полупластичной консистенции имеет ОК = 3 см, пластичный бетон — ОК = 7 см, полужесткой — ОК = 12 см, литой — ОК = 18 см. Эта же шкала в таком виде не может быть применена к легким бетонам. Так, например, туфобетон с ОК = 7 см по своей удобоукладываемости является более подвижным, нежели пластичный тяжелый бетон с той же ОК и консистенция его должна носить наименование, промежуточное между „пластичная“ и „полужесткая“.

Еще более значительны эти расхождения для пемзобетона.

Между тем, вопрос консистенции легких бетонов как для строительного производства, так и для исследовательской работы является важным и требует наведения здесь полного порядка.

Мы представляем себе три пути для разрешения этого вопроса.

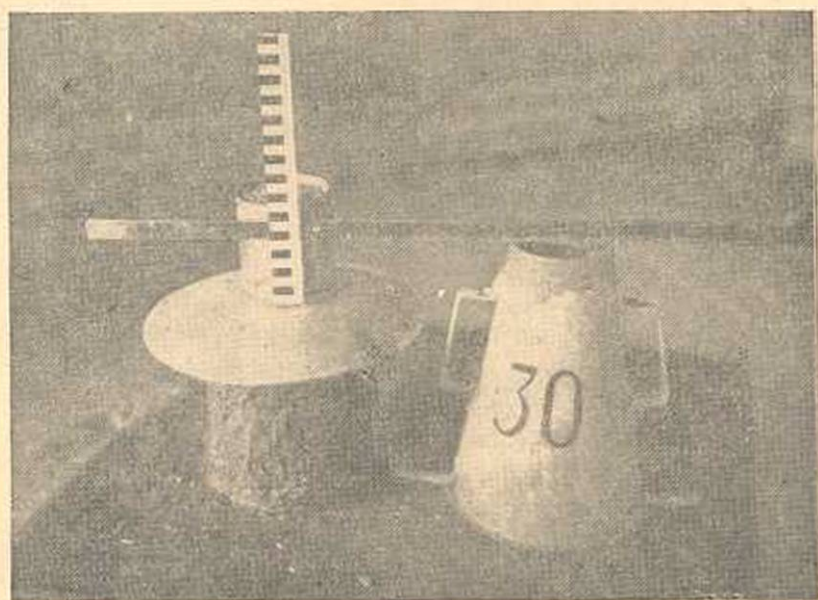
Можно было бы ввести особую шкалу консистенций для легких бетонов применительно к нормальному конусу. По такой шкале, например, консистенция туфобетона с ОК в 4—5 см носила бы наименование „пластичная“. Это явилось бы неудобным, ибо создало бы путаницу и разнотолк в хорошо установленные представления о вели-

чине ОК и наименовании консистенций. Пожалуй, пришлось бы ввести даже несколько шкал в зависимости от объемного веса легких бетонов. Принятие особой шкалы консистенции для легких бетонов явилось бы неудобным еще и потому, что при этом имелась бы меньшая возможность градации шкалы ввиду меньших осадок легких бетонов. Поэтому от этого пути следует отказаться.

Другой путь разрешения того же вопроса—загружение конуса легкобетонной массы.

Нами были поставлены соответствующие опыты, которые проводились для туфового и пемзового бетонов. В этих опытах осадки равноконсистентных тяжелого и легкого бетонов измерялись нормальным конусом, причем конус легкого бетона загружался грузом, вес которого подбирался так, чтобы осадка легкого бетона получилась бы равной осадке тяжелого бетона. Для удобства загрузки конуса бетона было сделано приспособление из кровельного железа в виде цилиндрической баночки емкостью 0,5 л, с припаянным к ее днищу кольцевым козырьком.

Опыты заключались в следующем: готовились две равноконсистентные бетонные массы из тяжелого и легкого бетона; нормальным конусом обычным способом определялась осадка тяжелого бетона. Параллельно с этим второй нормальный конус заполнялся легким бетоном и после съема его на конус бетона накладывалось вышеописанное приспособление (фиг. 2) и нагружалось дробью до



Фиг. 2.

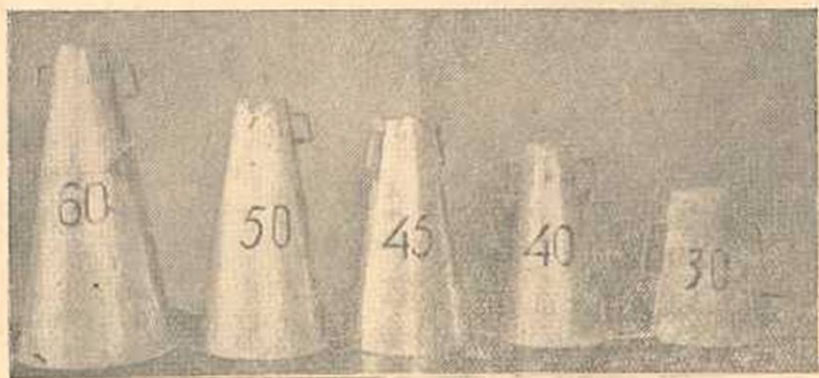
тех пор, пока осадка легкого бетона не становилась равной осадке тяжелого бетона. Определялся вес дробы, который вместе с весом приспособления и составлял нагрузку на конус легкого бетона.

Как среднее из нескольких определений была получена величина этой нагрузки, которая для туфобетона составляет 3,5 кг, для пемзобетона—4,5 кг.

Несмотря на полученные результаты, способ измерения консистенции легких бетонов загрузкой конуса не может быть рекомендован ввиду его непрактичности и сложности. Помимо того, при этом способе величина осадки легкого бетона зависит от случайного скопления наверху конуса раствора, или, наоборот, щебенки.

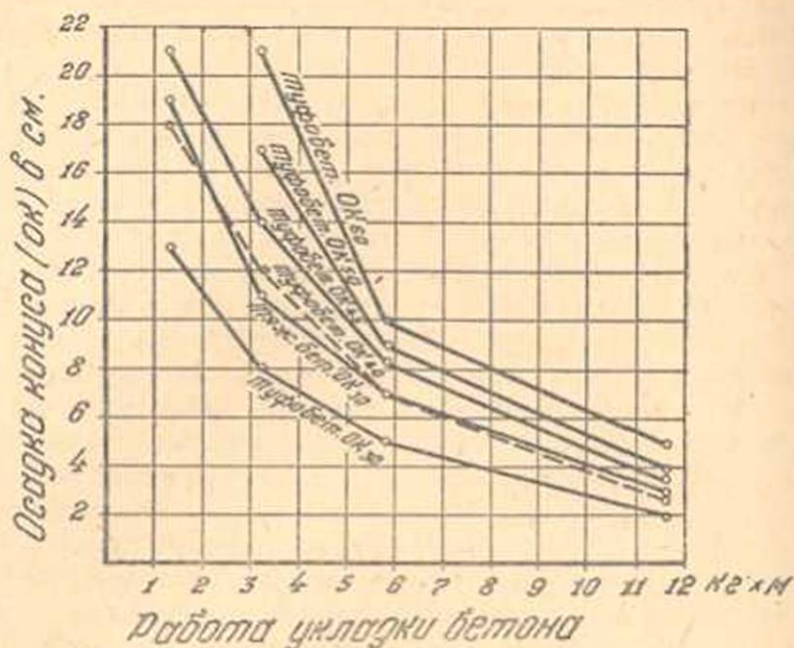
Третий путь решения того же вопроса—это отказ от нормального конуса для легкого бетона и введение для этого бетона конуса увеличенных размеров с тем, чтобы сохранить единую шкалу консистенций как для тяжелого, так и для легкого бетонов. Это значит, что для легкого бетона следует ввести конус таких размеров, чтобы осадка этого бетона при измерении его консистенции новым конусом совпала бы с осадкой равноконсистентного с ним тяжелого бетона, измеренной нормальным конусом. Это является удобным для производства и мы шли именно по этому пути.

Нами были поставлены специальные опыты. Цель этих опытов—экспериментальное установление размеров конусов для туфового и пемзового бетонов. Были изготовлены конусы высотой 40, 45, 50 и 60 см (фиг. 3). Угол наклона к вертикали образующего этих конусов и верхний диаметр их были приняты такие же, как и для нормального конуса.



Фиг. 3.

В наших опытах готовились равноконсистентные бетонные массы из тяжелого и легкого бетонов. Нормальным конусом определялась осадка тяжелого бетона. Осадку легкого бетона определяла нормальный конус и всеми конусами увеличенных размеров. Режим наполнения последних устанавливался соответственно их объему. Так, например, конус высотой 40 см (объем 9,23 л) наполнялся в 4 приема при 30 штыкований каждого слоя. На фиг. 4 представлены результаты этих опытов для тяжелого и туфового бетонов.



Фиг. 4.

По горизонтальной оси отложены числовые характеристики консистенций (работа укладки конуса бетона высотой 30 см в неполный кубик на приборе Скрамтаева встряхиванием), по вертикальной оси — осадки бетонов, измеренные разными конусами. На кривых индекс при ОК означает высоту конуса, которым определялась осадка бетона.

Как видим, к кривой тяжелого бетона наиболее приближается кривая туфобетона для конуса высотой 40 см. Эти кривые почти совпадают. На основании этого мы предлагаем для туфобетонов подвижных консистенций применять конус высотой 40 см. Верхний диаметр этого конуса 10 см, нижний диаметр—23,4 см.

Аналогичным образом нами установлены также размеры конуса для пемзобетона. Высота этого конуса 45 см, верхний диаметр—10 см, нижний—25 см.

Что касается других видов легких бетонов, то по объемному весу большинство их можно группировать вокруг туфового и пемзового бетонов. Поэтому для других видов легких бетонов с известным приближением можно принять те же конуса, которые установлены для туфового и пемзового бетонов. Это тем более возможно, что, как показали наши опыты с туфобетонами при различных туфах, небольшие колебания в объемном весе бетона вызывают малозаметные изменения ОК, не выходящие за пределы точности самого измерения осадки.

Введением конусов увеличенных размеров мы сохраним единую

шкалу консистенций для тяжелого и легкого бетонов, причем все равноконсистентные бетоны будут обладать одинаковыми числовыми характеристиками консистенции (ОК).

Институт Строительных Материалов и Сооружений
Академии Наук Армянской ССР

Վ. Մ. ԽՈՒՂԱՎԵՐՂՅԱՆ

ՔԵՔԵՎ ԲԵՏՈՆՆԵՐԻ ԿՈՆՍԻՍՏԵՆՑԻԱՅԻ ԶԱՓՄԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Քեքե բետոնների կոնսիստենցիան կոնով չափելիս ստացվում է ալի-
լի փոքր նստվածք, քան հավասարակոնսիստենտ ծանր բետոնի դեպքում:
Այդ թերությունը վերացնելու և բոլոր բետոնների համար կոնսիստեն-
ցիայի միասնական ցուցնակ սահմանելու նպատակով առաջարկվում է, ի
տարբերություն ծանր բետոնների, որոնց կոնսիստենցիան չափվում է
նորմալ կոնով, թեքե բետոնների կոնսիստենցիան չափել մեծացրած չա-
փերի կոներով:

Հեղինակի փորձերը ցույց են տվել, որ տուֆաբետոնի և պեմզաբե-
տոնի համար պետք է ընդունել համապատասխանաբար 40 սմ և 45 սմ
բարձրություն ունեցող կոներ: Վերջիններիս վերին տրամագիծը և ծնիչի
թեքություն անկյունը նույնն են, ինչ և նորմալ կոնինը:

НАМ ПИШУТ

С. С. Карамян

Новые гидротехнические бетоны

Гидротехнические бетоны, кроме необходимой прочности, должны обладать также соответствующими свойствами в отношении водонепроницаемости, водостойкости, морозостойкости, истираемости, тепловыделения и т. д.

Согласно ГОСТ'у, в качестве заполнителей для гидротехнического бетона могут быть использованы:

а) Природные кварцевые и полевошпатные пески или искусственные пески, получаемые путем дробления плотных и твердых каменных пород, с зернами крупностью не свыше 5 мм. б) гравий или щебень, получаемый дроблением твердых горных пород или, наконец, в) смесь их, с крупностью зерен от 5 до 120 мм.

Группа инженеров одного из крупных строительных республи, ведя поиски для замены в гидротехнических бетонах дорогостоящих заполнителей из кварцевого песка и базальтового щебня, предложила для применения в гидротехнических бетонах песка и щебня из литоидной пемзы.

Это было вызвано тем, что в районе крупного строительства, требующего до 1 мил. кубометров заполнителей, не было удобных кварцевых карьеров, при наличии в неограниченном количестве литоидной пемзы.

В результате предварительных испытаний, проведенных в лаборатории строительства выяснилось, что бетонные кубики, приготовленные на заполнителях из литоидной пемзы и цемента, дают прочность на сжатие в пределах марок бетона, употребляемых в гидротехническом строительстве в массовом масштабе.

Строительством на базе проведенных испытаний и с разрешения вышестоящих организаций уже ведутся работы по бетонированию частей сооружений, в которых остальные показатели (кроме прочностных) не играют роли.

В настоящее время ведется большая исследовательская работа в Институте Строительных Материалов и Сооружений Академии Наук Армянской ССР и в ТНИСГЭИ по расширению области применения бетона на литоидной пемзе, а именно по ее применению в гидротехнических сооружениях, к которым предъявляются требования морозостойкости, малой истираемости и др.

Г. П. Есфендьян

К истории тектонического развития Памбакского хребта

По геотектоническим схемам К. Н. Паффенгольца и В. П. Ренгартена район Памбакского хребта входит в складчатую зону Армении, отличающуюся вообще своей значительной неоднородностью.

В. П. Ренгартен, по материалам К. Н. Паффенгольца, в армянской складчатой зоне выделяет две подзоны—Араксинскую и Севанско-Карабахскую, первая из которых характеризуется развитием преимущественно палеозойских и триасовых отложений, а вторая—развитием верхнемеловых и палеогеновых образований.

Рассматриваемый район, согласно этой схеме, располагается в переходной полосе между обеими этими зонами.

В. Н. Котляр, выделяющий в складчатой зоне Армении пять подзон (областей), район Памбакского хребта относит к «Безобдальско-Памбакской области», приурочивая его к участку сочленения последней с Сомхетско-Кировабадской полого-складчатой тектонической зоной. Эта область, по его мнению, характеризуется налеганием палеогеновых и верхнемеловых отложений на древнюю метаморфическую толщу допалеозойского нижнего палеозоя и на локализованные в ней древние граниты.

И. Г. Магакян, выделивший в геотектонической схеме Паффенгольца—Ренгартена ряд областей (подзон), объединяет Памбакский район с Зангезурским (Конгуро-Алангезским) районом в одну подзону. В обоснование этого представления, помимо сходства основных черт геологического строения этих двух районов, он приводит данные, говорящие об общности их характера металлогении и петрографического состава пород.

В несколько ином тектоническом положении оказывается район Памбакского хребта на фоне общей геотектонической схемы Малого Кавказа, предложенной недавно А. Т. Асланяном. По этой схеме район Цахкуникского (Мисханского) хребта и смежная с ним юго-западная часть Памбака, отличающиеся широким развитием пород палеозоя-допалеозоя, входят в так называемую Дзирульско-Зангезурскую зону брахиантиклинальных поднятий. Непосредственно с юго-запада, в параллельном направлении проходят Памбакско-Даралагезская, а с северо-востока—Памбакско-Талышская интрагеосинклинальные зоны, характеризующиеся

широким развитием отложений верхнего мела и палеогена. На юго-западном крыле последней геосинклинальной зоны приходится наиболее возвышенная часть Памбакского хребта, где широко развиты отложения палеогена и прорывающие их интрузии гранитоидного и щелочного состава.

Несмотря, однако, на значительные различия указанных схем, район Памбакского хребта во всех случаях приурочен к переходной части двух смежных тектонических зон общекавказского направления.

Небезынтересно отметить, что вторая в Армении Мегринская интрузия щелочных пород, также как и Памбакская, расположена в полосе сочленения двух различных геотектонических зон общекавказского простиранья.

Выше уже была отмечена сложность тектонической картины исследованного района. Здесь широко развиты складчатые и разрывные формы дислокации, выраженные с различной интенсивностью в разных частях района.

Для ясности изложения ниже приводится весьма краткое описание стратиграфического разреза.

В геологическом строении средней части Памбакского хребта принимают участие: комплекс пород допалеозоя—нижнего палеозоя, представленный разнообразными метаморфическими сланцами и прорывающими их древними интрузиями, конгломератово-песчаниковые, туфогеновые и мергелистые отложения турона, известняки сенона, сложный комплекс интрузивных и осадочно-вулканогенных пород третичного времени, а также четвертичные образования, выраженные аллювиально-делювиальными наносами и реже—отложениями минеральных источников (травертина).

Восходящая стратиграфическая последовательность перечисленных образований выражена в следующем виде:

а) Допалеозой—нижний палеозой. Толща разнообразных метаморфических сланцев, прослаивающаяся на различных горизонтах пачками и прослоями мраморов, а в районе села Арзакан также доломитов. Вскрытая мощность толщи доходит до 1,5 км.

Весь этот комплекс на различных участках прорван и инъецирован разнообразными гранитоидными и, в меньшей мере, основными и ультраосновными интрузиями. Последние выражены небольшими штоками, дайками, пластовыми жилами и неправильными формами тел.

Возраст указанного древнего комплекса, по аналогии с породами Дзирульского, Храмского и Локского массивов, относится к нижнему палеозоя—допалеозою [7; 8].

Отложения верхнего мела. В стратиграфическом разрезе района отсутствуют весь средний и верхний палеозой, триас, юра и нижний мел. Следующие после древнего метаморфического комплекса породы представлены отложениями турона и сенона общей мощностью, колеблющейся на различных участках, от 250 до 600 м., достигая иногда 800 м.

б) Турон. Нижние горизонты верхнемеловой толщи выражены отложениями турона, трансгрессивно и несогласно перекрывающими породы предыдущего комплекса. Толща сложена в нижней части своей пре-

имущественно полимиктовыми конгломератами с подчиненными им туфогеновыми, аркозовыми и мергелистыми песчаниками; в верхней части преобладают мергелистые известковистые песчаники и мергели. Мощность тулона колеблется в широких пределах—от 80 до 220 м., а на отдельных участках доходит до 350—400 м.

в) **Сенон.** Отложения тулона и породы древнего метаморфического комплекса трансгрессивно и несогласно перекрываются толщей кремнистых и мергелистых известняков сенона. Это положение, основанное на ряде полевых фактических данных, полученных нами в процессе крупномасштабного геологического картирования, не подтверждают существующее до сих пор в литературе мнение о постепенном и согласном переходе отложений тулона в сенон.

г) **Эоцен.** Следующим и в то же время наиболее мощным членом стратиграфического разреза района является осадочно-вулканогенная толща эоцена, мощность которой на различных участках колеблется от 0,7 до 1,8 км.

Наблюдения с достаточной убедительностью показывают, что данная толща, в отличие от представлений предыдущих исследователей, трансгрессирует на породы верхнего мела и более древние образования, что впрочем хорошо выражено также на значительной территории соседних районов.

Все предыдущие стратиграфические единицы, и в том числе образования эоцена, отчетливо прорваны третичными интрузиями преимущественно гранитоидного и щелочного состава, чем определяется их нижний возрастной предел (средний эоцен).

д) **Мно-плиоцен.** Породы нижнего палеозоя-допалеозоя, верхнего мела, эоцена и прорывающие их интрузии трансгрессивно перекрываются толщей эффузивных пород, резко отличающихся от эоценовых своим свежим обликом, структурой, петрографическим и химическим составом. Они слагают пологие возвышенные участки района, налегая местами на размытую поверхность эоценовых интрузивов. Мощность толщи меняется на различных участках от 100—150 до 300—400 метров.

Возраст рассматриваемой толщи К. Н. Паффенгольц [8] определяет как олигоцен; наблюдения В. В. Богачева [3], А. А. Gabrielyan [5, 6 и др.], Л. А. Варданянца [4], проведенные в соседних районах, где также развиты сходные образования, привели к точке зрения о плиоценовом возрасте этой толщи. А. Т. Асланян, на основании проведенных им стратиграфических исследований в приереванском районе (1948 г.), пришел к убеждению о сарматском возрасте этой толщи. Наконец, В. Н. Котляр, придерживавшийся ранее точки зрения Паффенгольца, в настоящее время относит эту толщу к «мио-плиоцену», не подкрепляя однако свою точку зрения соответствующей аргументацией.*

Стратиграфический разрез третичных отложений Памбака, как видим, представлен лишь эоценом и трансгрессивно налегающей на него

* Переработанный в 1948 г. для печати экземпляр работы „Памбак“.

(и на более древние породы) рассматриваемой вулканогенной толщей, впрочем широко развитой в центральной части Малого Кавказа. Понятно, что вопрос об истинном возрасте этой толщи, к тому же являющемся предметом продолжающейся уже более десяти лет оживленной дискуссии, не может быть разрешен на Памбаке. Очевидно, свое окончательное разрешение он найдет в ближайшие годы в связи с стратиграфическими исследованиями, проводимыми ныне в ряде районов Малого Кавказа, где имеются более полные разрезы третичных отложений.

Судя однако по результатам работ, выполненным как упомянутыми выше, так и другими геологами Закавказья, возраст рассматриваемой вулканогенной толщи преобладающим большинством исследователей относится или к плиоцену, или к верхам миоцена. Таким образом, в настоящее время можно говорить о мио-плиоценовом возрасте указанной толщи, пока дальнейшие стратиграфические исследования приведут к более определенному, единому взгляду по этому вопросу.

е) Четвертичные образования выражены аллювиально-делювиальными наносами и реже-отложениями минеральных источников (тервертина).

Складчатые структуры. Главной тектонической структурой, охватывающей почти весь район Мисханского и западную часть Памбакского хребтов, является крупная антиклинальная складка (антиклинорий) общекавказского направления, известная под названием Мисхано-Арзаканской.

Антиклинорий хорошо оконтуривается по верхнемеловым отложениям, слагающим его крылья, и осложненным второстепенной складчатостью и рядом разрывов. Ядро его сложено мощной толщей метаморфических сланцев допалеозоя-нижнего палеозоя и прорывающих их древних интрузий.

Этот антиклинорий протягивается от района с. Спитак, через Памбакский хребет, переходя далее в область Мисханского хребта и прослеживаясь затем до р. Раздан (Зангу), где происходит его погружение под покровы молодых лав Гегамского хребта (Агмагана). Ось антиклинория ориентирована примерно по линии с. с. Джрашен—Солак, пересекая под небольшим углом ось Памбакского хребта.

В районе к северу от с. Агверан ось антиклинория несколько ундуирует. Здесь же развиты мощные покровы андезито-базальтовых лав мио-плиоцена.

Свод антиклинория размыт широкой полосой, вскрывая при этом на значительную глубину породы древнего метаморфического комплекса. Северо-восточное крыло антиклинория прослеживается от участка с. Н. Ахта по долине р. Мармарик до с. Улашик, откуда далее, при том же простирании (СЗ 305°), переходит через Дебаклинский перевал на северный склон хребта. В ряде участков это крыло прорвано гранитоидными интрузиями, осложнено разрывными нарушениями и вторичной складчатостью северо-восточного простирания. Юго-западное крыло антиклинория прослеживается отдельными выходами от района с. Арзакан в северо-

западном направлении (азимут 300—310°) до района с. Памб, обнажаясь большей частью по бассейну р. Касах. В юго-восточной части, по р. Раздан, на участке селений Бжни—Солак, намечается замыкание крыльев антиклинория.

Ядро антиклинория, как отмечено, сложено комплексом метаморфических пород кембрия-докембрия (и локализованных в них древних интрузий и жильных образований), собранных в антиклинальную складку, северо-северо-восточного простирания (азимут 10—30°), что хорошо выражено в районе с. с. Арзакан—Агверан. В северной части антиклинали, в районе сопряжения Мисханского и Памбакского хребтов, метаморфические сланцы имеют близкое к широтному простирание с довольно крутым падением на север, под мощную толщу верхнемеловых и палеогеновых пород. Подобное залегание метаморфических сланцев, неувязывающееся, по данным предыдущих исследователей, с общим простиранием антиклинали, становится довольно понятным, если принять во внимание, что здесь происходит погружение, оси сложенной ими антиклинальной складки необычного антикавказского простирания.

Метаморфическая толща кембрия-докембрия характеризуется интенсивной дислоцированностью пород, не меняющей, однако, общую геологическую структуру района. Следы значительной нарушенности несут также отложения верхнего мела; они в этом отношении, естественно, заметно уступают метаморфической толще. Отложения турона-сенона, составляющие крылья Мисхано-Арзаканского антиклинория, перекрываются мощной толщей вулканогенных и осадочных пород эоцена.

На юго-западном крыле эоцен представлен преимущественно в осадочной фации, со значительным участием туфогенных песчаников, туфов и туффигов (район Норашен, Апаранского района); на некоторых участках верхнемеловые отложения непосредственно перекрываются также эффузивными породами мио-плиоцена, четвертичными лавами и аллювиально-делювиальными отложениями.

На северо-восточном крыле антиклинория образования эоцена в районе с. с. Ахта—Агпара выражены осадочными породами, близкими по литологическому составу с таковыми района с. Норашен—на юго-западном крыле. Однако к северо-востоку—в центральной части Памбака, как известно, эоцен сложен вулканогенными породами, при весьма ограниченном развитии осадочной фации. Таким образом, с достаточной убедительностью устанавливается, что к юго-западу, югу и юго-востоку от средней части Памбакского хребта эта вулканогенная толща фациально переходит в толщу нормально-осадочных пород.

Северо-восточное крыло Мисхано-Арзаканского антиклинория к северо-востоку от долины р. Мармарик переходит в крупную синклиналь того же простирания, охватывающую район собственно Памбакского хребта и достаточно хорошо фиксированной на вулканогенной толще эоцена. Синклиналь далее, к северо-востоку, уже за пределами района, переходит в узкую, так называемую, Кировакан-Лермонтовскую антиклиналь [7].

Ядро Памбакской синклинали и значительная часть ее юго-западного

крыла интродуцирована Тожсарским щелочным массивом. Вокруг последнего на различных участках хребта эта синклиналь прорывается также рядом интрузивов гранитоидного состава.

Вулканогенная толща мио-плиоцена образует широкие и пологие складки, трансгрессивно налегая на породы эоцена, верхнего мела и кембрия-докембрия. К югу на Мисханском хребте, где широко развиты покровы мио-плиоценовых лав, довольно отчетливо выражена сложенная ими пологая антиклинальная структура, в известной мере отвечающая структуре Мисхано-Арзаканского антиклинория.

Разрывные нарушения. Наряду со складчатыми формами, большую роль в тектонике района играют также разрывные дислокации.

Вкратце остановимся сначала на крупных разломах, проходящих по северной и южной периферии Памбакского хребта.

Эти нарушения, как и два других разлома, пересекающие центральную часть хребта, выявлены впервые В. Н. Котляром. Первые из этих разломов прослежены нами бегло, а вторые, находящиеся в пределах рассматриваемого района, обследованы достаточно детально. Следует при этом подчеркнуть, что наши исследования, подтверждая, в основном, наличие указанных выше разломов, приводят к несколько иному их толкованию. Кроме того, выявлены другие нарушения, описание которых приводится ниже.

В северной части района намечаются три разлома, образующие здесь узкую тектоническую зону, которую для удобства изложения, назовем Дилижан-Лермонтовской. Последняя расположена, повидимому, на северо-западном продолжении описанной А. Т. Асланяном крупной Миапорской (Мургусской) надвиговой зоны [1].

Наиболее крупный из этих разломов, так называемый Дилижанский надвиг, протягивается от Дилижана через южный склон г. Каджери (Геджалу) в северо-западном направлении, к ж.-д. разъезду Бамбак. Измечается весьма крутое падение (на северо-восток) плоскости разлома, по которой северо-восточное крыло его, повидимому, надвинуто на юго-западное.

Второй (Лермонтовский) разлом, отходя от предыдущего примерно на меридиане с. Фиолетово, проходит в широтном направлении до с. Лермонтово, протягиваясь далее на северо-запад, параллельно Дилижанскому. Этот разлом, повидимому, также имеет крутое, близкое к вертикальному падение на северо-восток.

Третий разлом, прослеживающийся на небольшом протяжении, проходит в юго-восточном направлении—от с. Фиолетово, пересекая здесь полосу известняков эоцена. Плоскость разлома падает весьма круто на юго-запад под углом 85—90°. В районе с. Фиолетово вдоль этого разлома размещена дайковидная интрузия порфировидных гранитов и развиты травертины.

Приведенные нарушения характеризуются часто встречающимися зонами смятия, расщепления, дробления и милонитизации пород.

К югу от указанных нарушений в подножьи северного склона Пам-

бакского хребта нами встречены две полосы, вдоль которых породы перемяты и несут следы интенсивного гидротермального изменения. Обе полосы обладают слабо выраженной дугообразной формой, пересекая ущелье Карпи в направлении ВСВ—ЗЮЗ.

Первая из них, шириной около 50 м., прослеживается от места слияния двух составляющих рч. Карпи, по бортам ущелья в указанных двух направлениях, скрываясь затем под делювиальными наносами и зарослью. Вторая полоса, шириной около 40 м., простирается параллельно первой, располагаясь в одном километре южнее. Эта полоса, как и предыдущая, хорошо выражена по обоим склонам ущелья рч. Карпи, а далее скрывается под наносами. Оба эти нарушения, тяготеющие по простиранию к Дилижан-Лермонтовской тектонической зоне, сочленяются, повидимому, с нею в долине верховья р. Акстев (Акстафинки), представляя собой разветвления этой зоны, отходящие от нее в ЗЮЗ направлении.

Помимо этого, обследование разломов приводит к предположению, что в районе Дилижан-Лермонтовской депрессии, на стыке Памбакского и Базумского хребтов, располагается сложный узел разрывных дислокаций, выраженный системой веерообразно расходящихся разломов. В юго-западной части района проходит, так называемый Мисханский разлом, ориентированный почти в широтном направлении. Отклоняясь у с. Кармир-Овит от крупного Мармарикского разлома, он проходит по долине р. Мисхана на запад, до одноименного селения, следуя затем вдоль северного контакта гранитоидной интрузии с метаморфическими сланцами. Далее на запад, за пределами нашей карты, это нарушение у горы Тухманук, согласно Котляру, сочленяется с Каранлугским разломом.

Изучение Котляром Мисханского месторождения позволило ему рассматривать этот разлом как надвиг, при котором северное крыло надвинуто на южное по сместительно падающему под углом 40—60°.

О наличии разлома свидетельствуют, кроме того, приуроченность к нему целого ряда минеральных источников, выделяющих обильный углекислый газ, вдоль русла речки, на участке между с. с. Мисхана и Кармир-Овит, а также отложения травертина и арагонита.

Переходя к описанию исследованных нами разрывных нарушений, пересекающих рассматриваемый район в северо-западном и северо-восточном направлениях, остановимся прежде на первом из них, Сарикарском, носящим у Котляра наименование «Сарикаинский». Этот разлом, являющийся по нашим наблюдениям прямым продолжением крупного разлома, проходящего вдоль р. Мармарик, протягивается в северо-западном направлении, пересекая хребет близ г. Дебаклу; далее прослеживаясь в том же направлении, скрывается в подножьи хребта под аллювиально-пролювиальными наносами. Нарушение отчетливо выражено на верхнемеловых породах. Последние вдоль него широкой полосой, доходящей местами до 0,8 км., сильно перемяты, зажаты в мелкие круто падающие складки, нередко опрокинуты и разорваны. В пределах исследованного района хорошо выражен надвиговый характер этого разлома, наблюдаю-

щийся в подножьи ЮЮЗ склона г. Маймех. Здесь толща рассланцованных вулканогенно-осадочных пород тулона надвинута на мергелистые известняки сенона, смятых в мелкие крутые складки, нередко опрокинутых и разорванных. При этом турон гипсометрически резко возвышается над сеноном. Намечается крутое падение плоскости надвига на северо-восток.

Зона разлома в районе урочища Алтун-тахт перекрывается андезито-базальтовыми покровами мио-плиоцена, чем и определяется верхний возрастной предел нарушения. В полосе разлома можно подметить относительно интенсивные нарушения в приконтактных зонах разновозрастных образований, как например, сланцевой толщи с тулоном, последнего с сеноном и т. д.

Сарикарская надвиговая зона, как уже отмечено, к ВЮВ переходит в крупный Мармарикский разлом, идущий по долине одноименной речки.

На наличие этого разлома указывают: а) нарушение интрузивных и вулканогенных пород эоцена, отложений верхнего мела и сланцев, наблюдающаяся на ряде участков долины р. Мармарик; б) зона раздробленных пород гранитоидной интрузии, отмеченная нами на южной окраине с. Рндамал, вытянутая по азимуту ЮВ 120° при почти вертикальном её падении. Рассматриваемый разлом в нижнем течении р. Мармарик, начиная примерно с участка с. Ахундов, переходит на правый её берег, простираясь, повидимому, по линии г. Маман—г. Цахкадзор (Дарачичаг). На этом участке и далее до района с. Макраванк, Мармарикский разлом скрывается под покровами лав мио-плиоцена и делювиальных наносов. Далее к востоку он простирается в том же направлении до северной окраины с. Ахта и уходит под лавовые поля Гегамского хребта. На этом отрезке нарушение довольно отчетливо фиксируется на отложениях сенона и эоцена. Намечается почти вертикальное, с некоторым отклонением на северо-восток, падение этого разлома (надвига).

Другой крупный разлом, как уже упоминалось, имеет северо-восточное простирание и пересекает в поперечном направлении Памбакский хребет через его центральную часть. Он проходит по середине исследованного района, большей частью вдоль ущелья Улашик, почему у Котляра носит наименование «Улашикский сброс». Являясь одним из наиболее крупных в районе, это нарушение изучалось нами относительно более подробно. Он достаточно наглядно выражен на всем смещенном им комплексе пород, слагающих центральную часть Памбака, в частности на Тежсарском щелочном массиве и вмещающей его толще, причем западное крыло разлома по отношению к восточному сдвинуто к юго-западу на амплитуду около 0,6 км.

В подножьи северного склона хребта рассматриваемый разрыв перекрывается делювиальными отложениями, а к югу от рч. Мисхана заходит под покровы мио-плиоценовых лав урочища Ортилу.

Улашикский разлом в южной части своей, т. е. между одноименным ущельем и рч. Мисхана, пересекает в северо-восточном направлении метаморфическую толщу допалеозой-н. палеозоя и отложения верхнего мела:

в нижнем течении рч. Улашик, смещает кольцевую щелочную интрузию и осадочно-вулканогенные породы эоцена, далее в том же направлении простирается по ущелью Улашик, пересекая хребет на восточном склоне горы Сев. Халхал. На северном склоне хребта он прослеживается на протяжении 1,5—2 км., скрываясь затем под делювиальными и аллювиальными наносами.

О наличии этого разрыва свидетельствуют также следующие данные:

а) раздробленность ороговикованных пород турона к северо-западу от с. Улашик;

б) значительная гидротермальная измененность интрузивных и вулканогенных пород, наблюдающаяся вдоль Улашикского ущелья;

в) конфигурация Тежсарского щелочного массива, напоминающая собою (в плане) эллипс, ориентированный примерно в широтном направлении, западная часть которого сдвинута к юго-западу по линии, секущей под небольшим углом его короткую ось.

Говоря о характере Улашикского нарушения, было бы неправильно рассматривать его вне связи с одновозрастными соседними разломами. Выше было отмечено, что по Сарикарскому надвигу массы с северо-востока надвигались на юго-запад. Это движение, несомненно, происходило по разрыву, проходящему вдоль ущелья Улашик. Отсутствие этого разлома значительно затруднило бы представление о механизме Сарикарского надвига. Разрыв и смещение однородных фаций почти в горизонтальном направлении вдоль Улашикского разлома, а также наличие надвигового характера Сарикарского разлома, позволяют признать, что в механике Улашикского нарушения доминирующее значение имела горизонтальная составляющая и лишь подчиненная роль принадлежала вертикальной составляющей. Последняя при этом имела, повидимому, наибольшее значение в юго-западной части, т. е. в нижнем течении Улашикского ущелья, и наименьшее значение, сводящееся на нет, в районе северного склона хребта. Падение Улашикского разлома, повидимому, вертикальное или близкое к нему.

Следует также отметить, что в Тежсарском массиве, как и в вмещающих её вулканогенных породах, интенсивно развиты трещины отдельности северо-восточного простирания, сопровождающиеся многочисленными зонами гидротермального изменения щелочных пород.

В ы в о д ы

Многочисленные полевые наблюдения, а также проработка существующего литературного материала по геологии Памбакского хребта позволяют сделать следующие, относящиеся к рассматриваемому району, выводы:

1. Трансгрессивное и несогласное налегание отложений турона на интенсивно дислоцированные метаморфические сланцы кембрия-докембрия и прорывающие эти сланцы древние интрузии, наличие морской фауны в слоях турона, непосредственно лежащих на базальном конгломерате и значительное развитие в породах турона вулканогенного мате-

риала указывают на то, что: а) туронская трансгрессия происходила в условиях быстрого опускания района; б) период осадконакопления в туроне сопровождался подводной вулканической деятельностью.

2. Трансгрессивное налегание толщи мергелистых известняков сенона на древние метаморфические породы и на отложения турона, нахождение глубоководной морской фауны (иноцерамы, морские ежи и др.) в известняках, непосредственно лежащих на базальном конгломерате, перекрывающем метаморфические сланцы, позволяют говорить об энергичной трансгрессии сенона, сопровождавшейся быстрым опусканием района, и об относительно длительном геосинклинальном режиме развития района, в результате чего сформировалась мощная (около 0,5 км.) толща почти однородных мергелистых известняков.

3. Трансгрессивное и несогласное налегание эоцена на верхнемеловые и более древние породы, наблюдаемое на различных участках Памбакского и Цахкуниского (Мисханского) хребтов, указывает на имевшие место после сенона горообразовательные движения и регрессию моря.

Таким образом, намечаются складчатые движения (повидимому ларамийская), охватывающие сенонскую геосинклинальную область в пределах по крайней мере Центральной Армении. Этой тектонической фазой были заложены основные черты современной структуры Мисхано-Арзаканского антиклинория, причем складчатость выразилась здесь довольно интенсивно.

Изложенные данные меняют существующее до сих пор представление о постепенном переходе на Памбаке сенонских отложений в эоценовые, в связи с чем ранее не отмечалось наличия здесь ларамийской фазы складчатости.

4. Трансгрессия эоцена знаменует собой новое геосинклинальное погружение, причем осадконакопление здесь протекает в условиях неглубоководного, близкого к неритическому, моря. Этот период выражается интенсивным проявлением подводного вулканизма, особенно в районе Памбакского хребта, где мы имеем мощную толщу туфобрекчий, туфов и туфопесчаников с прослоями туффитов и мергелей, переходящих по простиранию в нормально-осадочные породы (с фауной лютетского яруса).

5. Сильная дислоцированность на Памбаке и в смежных районах осадочно-вулканогенной толщи среднего эоцена и более ранних образований, отсутствие в стратиграфическом разрезе отложений верхнего эоцена, олигоцена и миоцена (за исключением его верхней части) свидетельствуют о происходивших в предолигоценовое время крупных тектонических движениях (пиренейская складчатость).

6. Указанными тектоническими движениями обусловлено формирование крупных складчатых структур северо-западного простиранения (Мисхано-Арзаканский антиклинорий, Памбакская синклиналь), замыкание геосинклинали и переход последней в геоантиклиналь. Интенсивное складкообразование сопровождалось образованием крупных трещин растяжения (разломов), главные из которых возникли в полосе сопряжений (перехода) современной Памбакской синклинали с соседними антиклиналь-

ными поднятиями (Мармарикский и Дилижан-Лермонтовский разломы).

7. Внедрение широко развитых в районе третичных интрузий, по всей вероятности, связано с указанными, наиболее сильно выраженными на Памбаке, предолигоценовыми тектоническими движениями (предолигоценовый магматический цикл). При этом, наиболее благоприятными структурными формами для внедрения магмы из глубинного магматического очага служили указанные крупные разломы. Главная порция магматического расплава внедрилась в первый период магматического цикла вдоль этих крупных зон разлома, о чём свидетельствуют: приуроченность преобладающей части интрузивов к Мармарикской и Дилижан-Лермонтовской разрывным зонам и достаточно хорошо выраженные их длинновытянутые (вдоль разрывов) формы.

Последующие, относительно более дифференцированные, порции магмы внедрялись в смежные участки, приурочиваясь преимущественно к крыльям крупных складок.

8. Разломы, ориентированные в поперечном к предыдущим, северо-восточном направлении, являются несколько более поздними; они возникали и оформлялись, повидимому, в конце предолигоценового магматического цикла, когда уже завершилось внедрение главных порций магмы, в частности Тежсарского интрузива. Об этом свидетельствует наличие крупного разрыва северо-восточного простирания (Улашкский разлом), пересекающего указанный интрузив.

9. Широкое развитие трещинных лавовых излияний и предшествующая им относительно менее продолжительная взрывная вулканическая деятельность происходила в результате интенсивных колебательных движений, совершавшихся в верхах миоцена или в плиоцене в Мисхано-Памбакском районе, равно как и на обширной территории средней части Малого Кавказа.

Формирование эффузивной толщи мио-плиоцена происходило вначале в небольших водоёмах, образовавшихся в связи с крупными погружениями района; терригенный материал, сносившийся с района Памбакского хребта, откладывался в мелководном бассейне, существовавшем непосредственно южнее. Об этом свидетельствует широкое распространение в основании вулканогенной толщи слоистых туфоконгломератов, сложенных из обломков эоценовых и более древних пород, сцементированных пемзово-пепловым материалом, переходящим выше в туфобрекчии. Должно быть также отмечено наличие в туфоконгломерате галек нефелинового сиенита и лейцитовых пород Памбака, встреченных нами в 15 км. южнее их коренного выхода, в верховье рч. Агверан.

10. Повсеместная дислоцированность вулканогенной толщи мио-плиоцена, наблюдающаяся весьма отчётливо на Мисханском хребте, свидетельствует о значительных тектонических движениях, происходивших вероятно до постплиоцена; в частности на это указывают достаточно отчётливо выраженные на вулканогенной толще мио-плиоцена широкие и пологие складки (падение до 15°) и ступенчатые взбросы, встреченные

нами по правому берегу р. Раздан у сел. Арзакан. Эти тектонические движения сказались, повидимому, в продолжении поднятия района Цахкуникского хребта и, судя по залеганию пород мио-плиоцена на Памбаке, в некотором опускании района последнего. В связи с этим, были оживлены некоторые разломы, вдоль которых горячие минеральные источники выделяли травертины (долины р. р. Мармарик, Актев, Агверан, с. с. Арзакан и Бужакан).

ЛИТЕРАТУРА

1. А. Т. Асланян—Стратиграфия юрских отложений северной Армении. Изд. АН Арм. ССР, 1949.
2. Г. П. Багдасарян—Нефелиновые снгиты Памбакского хребта. Изв. АН Арм. ССР, № 1, 1947.
3. В. В. Богачев—К вопросу о геологическом возрасте некоторых третичных свит Армении. Изв. АН Арм. ССР, № 4, 1949.
4. Л. А. Варданянц—Постплиоценовая история Кавказской—Черноморско-Каспийской области. Изд. АН Арм. ССР, 1948.
5. А. А. Габриелян—К истории тектонического развития Армении в третичное время. ДАН СССР, т. III, № 2, 1946.
6. А. А. Габриелян—Третичные отклонения Котайкского района Арм. ССР. Изд. АН Арм. ССР, 1947.
7. В. Н. Котляр—Интрузивные породы центральной части Армянской ССР. Интрузивы Закавказья. Тр. Груз. ГГУ., вып. II, 1941.
8. К. Н. Паффенгольц—Геология Армении и прилегающих к ней частей Малого Кавказа (на арм. яз.) Изд. АН Арм. ССР, 1946.
9. В. П. Ренгартен—Тектоническое описание Закавказья. Геология СССР, ч. I, Закавказье, 1941.

Հ. Պ. Քաղապարտյան

ՓԱՄԲԱԿԻ ԼԵՌՆԱՇՂԹԱՅԻ ՏԵԿՏՈՆԱԿԱՆ ՋԱՐԳԱՅՄԱՆ ՊԱՏՄՈՒԹՅԱՆ ՀԱՐՑԻ ՇՈՒՐՋԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հայկական ՍՍՆ կենտրոնական մասի ալպայիական հրային ապառնե-րի հետազոտության ժամանակ հեղինակը հատուկ ուշադրություն է դարձ-րել Փամբակի լեռնաշղթայի և հարակից տեղամասերի գեոլոգիական կա-ռուցվածքի ուսումնասիրության վրա:

Այդ դիտողությունների արդյունքների վերլուծումն ու ընդհանրա-ցումը հանգեցրին նոր եզրակացությունների, որոնք լրացնում, ճշտում և փոխում են Փամբակի լեռնաշղթայի, ինչպես նաև նրա հարավային սմե-նախոշոր լեռնաճյուղի Ծաղիլունիքի (Մխիթանայի) լեռնաշղթայի մասին գեոլոգիական գրականության մեջ դրույթյուն ունեցող մի քանի դրույթ-ներ: Հոդվածում քննարկվում են նշված շրջանի տեկտոնիկային վերա-բերվող հարցերը:

Դաշտային փաստական նյութերի և գրականության ավանների քննադատական վերամշակման հիման վրա հեղինակը գալիս է տեկտոնի-

կային վերաբերող մի շարք եղրակացությունների, որոնցից գլխավորն էր հանդուս են հետեւյալին.

1. Սենոնի նստվածքները տրանսգրեսիվ կերպով տեղադրված են տուրոնի, մինչպակոգոյի և ստորին պակոգոյի մետամորֆային կամպլեքսի ապառների վրա. նման պատկեր դիտվում է նաև հարևան հյուսիսային շրջաններում:

Փամբակ—Միսիսանայի շրջանում տուրոնի՝ աստիճանաբար սենոնին անցնելու մասին այժմ գոյություն ունեցող պատկերացումն այդ տվյալներով ժխտվում է:

2. Միջին էոցենի (լուտեցիի հարկ) նստվածքային հրաբխածին հաստվածքը բացահայտ տրանսգրեսիվ և աններդաշնակ կերպով տեղադրված է վերին կավճի և ավելի հին նստվածքների վրա: Դրանով ապացուցվում է, որ սենոնից հետո տեղի են ունեցել տեկտոնական շարժումներ և ծովի սեղրերի (ծալքավորման լարամյան փաղ): Ծալքավորման այդ շարժումներով զբաղվել է Միսիսանա—Արզաքանի անտիկլինոքիայի ժամանակակից ստրուկտուրայի հիմքը:

Մինչև այժմ գոյություն ունեցող այն կարծիքը, թե էոցենի նստվածքներն անցնում են սենոնին պայմանական պալեոցենի միջոցով, մեր ավանդելով բոլորովին չեն հաստատվում:

3. Միջին էոցենի ու ավելի հին նստվածքների ուժեղ դիսլոկացիան, ստրատիգրաֆիական կտրվածքում վերին էոցենի, օլիգոցենի և միոցենի բացակայությունը փամբակում և հարակից շրջաններում, վկայում են մինչօլիգոցենում տեղի ունեցած խոշոր տեկտոնական շարժումների մասին: Այդ տեկտոնական շարժումները պայմանավորել են շրջանի խոշոր ծալքավոր ստրուկտուրաների ձևավորումը (Միսիսանա—Արզաքանի անտիկլինոքիա, Փամբակի սինկլին), գետինկլինալի մարումը և նրա անցումը գետնանտիկլինի:

Մինչօլիգոցենյան ինտենսիվ ծալքաառաջացման ուղեկցել է պրկման խոշոր ճեղքերի (բեկման գծերի) գոյացումը, որոնցից գլխավորները ծագել են Փամբակի ժամանակակից սինկլինի և հարակից անտիկլինային բարձրացումների միացման (անցման) գոտում:

4. Շրջանում լայն տարածված երրորդական ինտրուզիաների ներխուժումն ամենայն հավանականությամբ կապված է այդտեղ լավ արտահայտված տեկտոնական շարժումների (մինչօլիգոցենյան տեկտոնո-մագմատիկ ցիկլ) հետ:

5. Բեկման այն գծերը, որոնք կողմնորոշված են հյուսիս-արևելյան ուղղությամբ խաչաձև, համեմատաբար ավելի երիտասարդ են՝ հավանաբար առաջացել և ձևավորվել են նախորդ մագմատիկ ցիկլի վերջում:

6. Միսիսանա—Փամբակի շրջանում միո-պլիոցենի ժամանակ տեղի են ունեցել ինտենսիվ տատանողական շարժումներ, որոնք պայմանավորել են երրորդական լավային ճեղքային արտավիթումների լայն տարածումն ու նրանց նախորդող համեմատաբար ավելի կարճատև հրաբխային պայթման գործունեությունը:

7. Հաստատելով նախորդ հետազոտողների կողմից շրջանում առանձնացված խոշոր խախտումների առկայությունը, հեղինակն իր գիտողությունների հիման վրա ճշտում է նրանց մի քանիսի բնույթը: Մասնա-

վորապես ապացուցվում է Սարիքարի խզման վրաշարժային բնույթը, որը համարվում է Մարմարիկի խոշոր խախտման ուղղակի շարունակությունը: Բացի զրանից, Փամբակի լեռնաշղթայի հյուսիսային լանջում առանձնացվում են երկու նոր աղեղնաձև փոքր խախտումներ, որոնց երկայնքով հրաբխածին նստվածքները ենթարկվել են զգալի հիդրոթերմալ փոփոխման (կվարցացում, պիրիտացում):