

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԻԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՒՆԳՐԱ

Աղոնց Ց., Ալեհուսեկի Վ. Վ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Նազարով Ա. Գ., Սիմոնով Մ. Ջ.,
Փիճաբյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Адонц Г. Т., Алексеевский В. В., Егизаров И. В., Касьян
М. В. (ответ. редактор), Назаров А. Г., Пинаджян В. В.
(зам. отв. редактора), Симонов М. Э.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

В. В. ПИНАДЖЯН, С. А. БАГДАСАРЯН

О ВОЗМОЖНОСТИ УНИФИКАЦИИ РАСЧЕТА СЖАТЫХ
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СТЕРЖНЕЙ В СВЯЗИ С ПЕРЕСМОТРОМ
НОРМ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СТАЛЬНЫХ И
АЛЮМИНИЕВЫХ КОНСТРУКЦИЙ

В современных строительных конструкциях довольно широкое применение находят алюминиевые сплавы и новые марки высокопрочных сталей, диаграммы $\sigma - \varepsilon$ (напряжения — относительные деформации), которых не имеют площадки текучести. Особенности пластических свойств этих сталей не учитываются действующими нормативными положениями [1], допускающими, что металл обладает хорошо развитой площадкой текучести. Расчет сжатых стержней стальных конструкций основан на известном методе К. Ежека [2], причем за расчетные параметры принимаются абсолютная гибкость стержня \bar{l} и предел текучести стали. Влияние формы сечения на несущую способность сжатых стальных стержней учитывается методом, предложенным в [3]. Что касается стержней из алюминиевых сплавов, то их расчет в нормах проектирования основан на методе М. Роша и диаграмме $\sigma - \varepsilon$, предложенной Н. Вейнхольдом [4]. В качестве расчетных параметров принимаются относительная гибкость стержня \bar{l} и условный предел текучести металла, при заданной остаточной деформации. Значения $\sigma_{0.01}$ определяются в зависимости от профиля стержня по девяти таблицам. В свете изложенного и имея в виду, что в ближайшие годы, решением Госстроя СССР, действующие нормативные положения будут пересмотрены и уточнены, ниже предлагается унифицированный и достаточно надежный метод расчета, пригодный в одинаковой мере для внецентрично сжатых стальных и алюминиевых стержней.

Следуя методу, принятому в [1], учет влияния формы сечения на несущую способность сжатых стержней производится умножением относительного эксцентриситета приложения нагрузки m эталонного стержня на коэффициент χ . В качестве эталонного принимается внецентрично сжатый стержень прямоугольного сечения из идеального упруго-пластического материала. Предлагается, без существенной погрешности в решении поставленной задачи, истинную диаграмму $\sigma - \varepsilon$ металла аппроксимировать двумя наклонными отрезками прямых [5]. В этом случае диаграмма описывается тремя параметрами: моду-

лем упругости — E , коэффициентом линейного упрочнения $\psi = E_1/E_2$ (E_1 — модуль линейного упрочнения в пластической области), условным пределом текучести — σ_0 (точка пересечения отрезков прямых на диаграмме). Влияние упрочнения металла на несущую способность сжатых стержней учитывается умножением величины m на коэффициент γ [6].

Несущая способность внецентрично сжатого стержня любого симметричного сечения определяется по формуле:

$$\bar{k}^2 = \frac{1}{\bar{r}} - \frac{m_0 \gamma_1}{1 - \bar{r}}, \quad (1)$$

где

$\bar{r} = l/\pi \sqrt{\sigma_0 E}$ — относительная гибкость стержня;

$m_0 = m \alpha_i$ ($i = 1, 2$) — относительный эксцентриситет эталонного стержня в плоскости изгиба;

$\gamma_1 = \frac{x_{01}(\psi=0)}{x_{01}}$ — коэффициент, учитывающий влияние формы сечения на несущую способность стержня;

$\gamma = \frac{x_{01}(\psi)}{x_{01}(\psi=0)}$ — коэффициент, учитывающий влияние упрочнения металла на несущую способность стержня;

$x_{01}(\psi)$ — функция, зависящая от геометрии и напряженного состояния стержня, материал которого подчиняется схеме Прандтля ($\psi \neq 0$);

$x_{01}(\psi=0)$ — то же при линейном упрочнении материала в пластической области.

Функция x_{01} эталонного стержня при односторонних пластических деформациях в сжатой зоне сечения, т. е. в случае, когда $m \leq 3(1 - \varphi)$ имеет вид [2, 3]:

$$x_{01} = 1 - \frac{m\varphi}{3(1 - \varphi)} + \frac{(m\varphi)^2}{27(1 - \varphi)^2}. \quad (2)$$

При двусторонних пластических деформациях, т. е. в случае, когда $m > 3(1 - \varphi)$:

$$x_{01} = \frac{1 - \varphi}{m\varphi} \left[1 - \left(1 - \varphi^2 - \frac{2m\varphi}{3} \right)^{1/2} \right]. \quad (3)$$

Используя выражения x , приведенные в [3] для стержней практических профилей при различных значениях φ и $\psi = F_1/F_2$ (F_1, F_2 — площадь полки и стенки профиля) с помощью ЦАМ, получены зависимости $\gamma_1 = \gamma_1(\bar{r}, m, \psi)$ и $\gamma = \gamma(\bar{r}, m, \psi)$, которые в дальнейшем аппроксимированы простейшими функциями (таблицы 1 и 2). Отметим, что дальнейшее уточнение значений γ_1 и γ по зависимостям $\gamma_1 = \gamma_1(\bar{r}, m, \psi)$ и $\gamma = \gamma(\bar{r}, m, \psi)$ не представляет трудностей. По формулам (1), (2) и (3) вычислен график $\bar{k}^2 - \bar{r}$ для эталонного стержня (рис. 1). Представлен-

ное на этом графике семейство кривых соответствует случаю, когда $\psi = 0$, $\gamma = \eta = 1$.

Таблица 1
Значения коэффициента η влияния формы сечения на несущую способность сжатых стержней

Тип сечения	Схема сечения	Границы применимости формул	Значения η
1		$0,2 < \bar{\lambda} < 1,61$	$0,775 + 0,14\bar{\lambda}$
		$\bar{\lambda} > 1,61$	1
2		$\nu = F_1/F_2 < 1$	$1,2 + 0,4\sqrt{m}$
		$1 < F_1/F_2 < 1,5$	$0,7\sqrt{m} + (1,6 - 0,3\sqrt{m}) \frac{F_1}{F_2} - 0,4$
3		$0,2 < \bar{\lambda} < 2,15$	$1,2 - 0,093\bar{\lambda}$
		$\bar{\lambda} > 2,15$	1
4		$0,2 > \bar{\lambda} > 2,15$	$1,6 - 0,278\bar{\lambda}$
		$\bar{\lambda} > 2,15$	1

Таблица 2

Значения коэффициента γ влияния упрочнения металла на несущую способность сжатых стержней при $0 < \psi < 0,2$

Тип сечения	Границы применимости формул	Значения γ
1	$0,2 < \bar{\lambda} < 1,15$	$1 - \psi(4 - 3,11\bar{\lambda})$
	$1,15 < \bar{\lambda} < 2,3$	$1 - \psi(0,85 - 0,375\bar{\lambda})$
	$\bar{\lambda} > 2,3$	1
2	$0,2 < \bar{\lambda} < 1,15$	$1 - \psi(3,75 - 3,26\bar{\lambda})$
	$\bar{\lambda} > 1,15$	1
3	$0,2 < \bar{\lambda} < 1,15$	$1 - \psi(3 - 2,75\bar{\lambda})$
	$1,15 < \bar{\lambda} < 2,3$	$1 - \psi(0,85 - 0,375\bar{\lambda})$
	$\bar{\lambda} > 2,3$	1
4	$\bar{\lambda} > 0,2$	1

Примечание к табл. 2. Прямоугольное сечение при определении γ относится к типу сечения 1.

Существенным для реализации предлагаемого метода расчета является нахождение предельных величин сжимающих деформаций

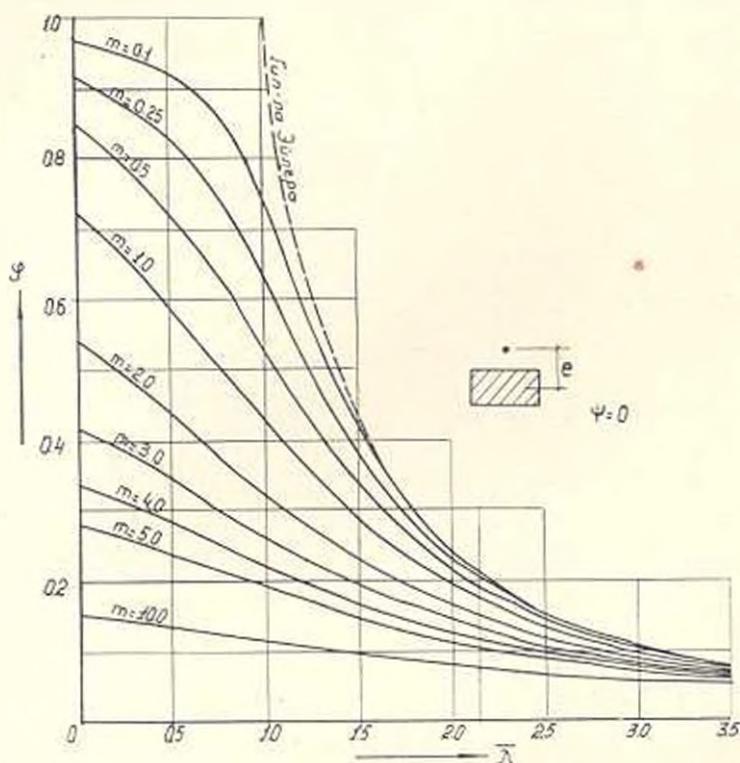


Рис. 1. График зависимости $\varphi - \bar{\lambda}$ для внецентренно сжатых стержней прямоугольного сечения из идеального упруго-пластического материала (эталон).

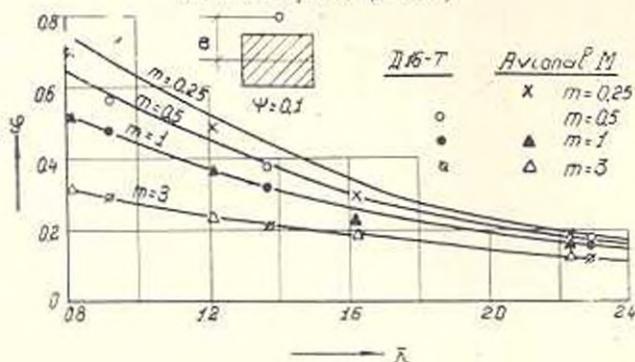


Рис. 2. Сопоставление экспериментальных данных для сжатых стержней прямоугольного сечения из алюминиевых сплавов с расчетными, вычисленными на основании данных рис. 1 и таблицы 1 и 2. Кружочками показаны результаты экспериментов С. А. Багдасаряна [8]; крестиками и треугольниками — результаты экспериментов К. Кольбушера [10].

при внецентренном нагружении стержня. На основании экспериментально-теоретических исследований установлено, что при гибкости

порядка $i = 20 - 30$ фибровые сжимающие относительные деформации в стальных стержнях достигают $1\%_0$ [2, 3, 7], а в стержнях из алюминиевых сплавов — $2\%_0$ [8, 9]. Эти значения относительных деформаций, по-видимому, можно принимать в качестве базы при линеаризации диаграммы $\sigma - \epsilon$.

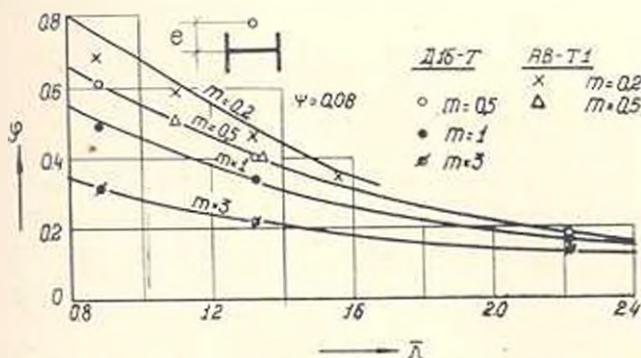


Рис. 3. Сопоставление экспериментальных данных для сжатых стержней Н-образного сечения из алюминиевых сплавов с расчетными, вычисленными на основании данных рис. 1 и таблиц 1 и 2. Кружочками показаны результаты экспериментов С. А. Багдасаряна [11]; крестиками и треугольниками—результаты экспериментов В. Г. Бажанова [12].

Полученные по предлагаемому методу расчетные значения $\Phi_{\text{нн}}$ были сопоставлены с экспериментальными данными. В частности, на рисунках 2 и 3 представлены результаты для стержней прямоугольного [8, 10] и Н-образного [11, 12] сечений. Приведенные данные свидетельствуют об удовлетворительной сходимости результатов расчета с экспериментальными данными. Имея ввиду, что аналогичные результаты были получены при сопоставлении и с другими экспериментами [13, 14], рекомендуется при пересмотре действующих нормативных положений проектирования стальных и алюминиевых конструкций внести коррективы в соответствии с предлагаемым методом расчета сжатых стержней.

АНСМ Госстроя Армянской ССР

Поступило 7. V. 1969.

Վ. Վ. ՓԻՆԱՋՅԱՆ, Ս. Ա. ԲԱՅԳԱՍՅԱՆՅԱՆ

ՍՆՎԻՊԱՆ ՄԵՏԱԿԱԿԱՆ ՉՈՂԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԻ ՈՐԿԵՅԿԱՅԻԱՅԻ
 ՀԱՐԱՎՈՐՈՒԹՅԱՆ ՀՈՐԹՋՐ ԳՈՂՊԱՏԵ ԵՎ ԱՇՅՈՒՄԻՆԵ ԿՈՆՏՐՈՒԿՑԻԱԿՆԵՐԻ
 ՆԱԽԳԹՄԱՆ ՆՈՐՄԱՆԵՐԻ ՎԵՐԱՆԱՅՄԱՆ ԿԱՊԱՎՅՈՒԹՅԱՐԸ

Ա Վ Փ Ի Ն Յ Ա Ն

Նշվում է, որ գործող նորմատիվ գրույթներում սեղի տեր անհամապատասխանություն սրող պատե և ալյումինե սեղիված ձողերի հաշվարկի մեթոդների միջև Առաջարկվում է հաշվարկի կամպակտ ու փարձարարությունը

« աստղագիտական և ֆիզիկական երևույթները հիմնված են մեկ—Փրինսիպալների մեթոդի վրա որը հաստատված է և պրակտիկական փորձում մեծապես ամրացված ազդեցությունը հաշվի է առնում և հարկավորների միջոցով »

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Строительные нормы и правила. «Стальные конструкции. Нормы проектирования». (СНиП II-B. 3—62^а). М., 1969.
2. Jezek K. Die Festigkeit von Druckstäben aus Stahl, Wien, 1937.
3. Пинаджян В. В. Некоторые вопросы предельного состояния сжатых элементов стальных конструкций. Изд. АН Арм. ССР, Ереван, 1956.
4. Строительные нормы и правила. «Алюминиевые конструкции. Нормы проектирования» (СНиП II-B. 5—64). М., 1965.
5. Пинаджян В. В. К вопросу о несущей способности сжато-изогнутых стержней. «Проект и стандарт», № 1, 1958.
6. Багдасарян С. А. Исследование несущей способности сжатых элементов конструкций из алюминиевых сплавов. (Автореферат кандидатской диссертации). Ереван, 1969.
7. Schwatta E. Die Theorie des ausmittlig gedrückten Stäbels aus Baustahl. «Stahlbau», II. 21—II. 23, 1934.
8. Багдасарян С. А. Экспериментальное исследование несущей способности сжатых стержней из алюминиевого сплава Д16—Т. «Известия АН АрмССР» (серия ТН), т. XVIII, № 3, 1965.
9. Бажаинов Б. Г. Экспериментально-теоретическое исследование несущей способности сжато-изогнутых стержней из алюминиевых сплавов. (Автореферат кандидатской диссертации.) М., 1967.
10. Kollbrunner G. Zentraler u. exzentrischer Druck von an beiden Enden gelenkig gelagerten Rechteckstäben aus Avional M. u. Baustahl. «Stahlbau», II. 1—II. 6, 1938.
11. Багдасарян С. А. Исследование несущей способности внецентренно сжатых стержней П-образного сечения из алюминиевого сплава Д16—Т. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», т. XIX, № 2, 1966.
12. Бажаинов Б. Г. Несущая способность внецентренно сжатых стержней из алюминиевого сплава АВ—Т1. Сб. «Строительные конструкции из алюминиевых сплавов», М., 1962.
13. Стрелецкий Н. С. Работа сжатых стоек. М., 1959.
14. Ostentold A. Exzentrisch beanspruchte Säulen, Mitl. № 2, № 5, Kjobenhavn, 1929—1930.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

В. А. КАРАПЕТЯН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ
 НАПРЯЖЕНИЙ В СЖАТОМ БЕТОНЕ БАЛОК
 ИЗ ЛЕГКОГО ЖЕЛЕЗОБЕТОНА

1. Экспериментальные данные о действительном распределении напряжений в бетоне сжатой зоны балок необходимы для уточнения расчета изгибаемых железобетонных элементов на жесткость и трещиностойкость, определения величины предельного армирования изгибаемых элементов, установления границы между первым и вторым случаями внецентренного сжатия и уточнения расчета по второму случаю. В данном сообщении приводятся характеристики экспериментальных образцов, методика их испытания, а также результаты исследования распределения напряжений в сжатой зоне железобетонных балок на естественных пористых заполнителях при их статическом нагружении.

Экспериментальные образцы изготавливали из легкого бетона на литондой пемзе Джраберского месторождения Армянской ССР. Составы примененных проектных марок бетона приведены в табл. 1.

Таблица

Состав	Расход на 1 м ³ бетонной смеси в кг				Проектная марка бетона
	вольт	цемент	песок	щебень	
I	250	200	550	630	150
II	250	420	545	560	200
III	250	580	550	550	350

2. Экспериментальные исследования выполняли на 15 железобетонных балках прямоугольного сечения 15×24 см, длиной 260 см. Пролет балки принимался равным 240 см. В отдельных образцах варьировался состав бетона, в соответствии с табл. 1 и коэффициент армирования сечения. В качестве рабочей арматуры балок применили горячекатаную сталь периодического профиля. Характеристики арматуры, бетона и экспериментальных балок представлены в табл. 2. Прочностные характеристики арматуры были получены в результате испытания арматурных стержней на разрыв в соответствии с ГОСТ; бетона—в результате испытания соответствующих бетонных кубов и призм на сжатие. В средней трети пролета, где определяли напряжения и деформации в арматуре и бетоне, балки имели одиночное армирование и на этом участке хомуты не были установлены. На опорных участках, с целью предотвращения их

Таблица 2

Шифр балок	Состав бетона марка бетона	Процент армирования сечения	Полезн. высота сечения h_0 , см	Характеристики арматуры				Прочностные характеристики бетона $кг/см^2$			
				F_a , $см^2$	σ_s , $кг/см^2$	σ_p , $кг/см^2$	δ_{10} , %	кубиковая прочность		призмная прочность в день испытания	модуль деформации при $\sigma = 0,2 R_{0p}$
								на 28 день	в день испытания		
ЛБ-I-1	1	1,17	20,5	3,38	4600	7200	22	158	202	180	138000
ЛБ-2	150	4,88	20,5	14,73	4190	6820	23	158	235	192	146000
ЛБ-II-1	111	3,07	20,5	9,41	4350	6750	22	384	392	305	180000
ЛБ-III-2	350	2,29	22,0	7,63	4450	6900	23	384	410	326	181000
ЛБ-IV-3	11	3,30	23,0	11,40	4250	6600	23	309	369	287	161000
ЛБ-IV-4	300	3,24	23,5	11,40	4250	6600	23	309	369	287	161000
ЛБ-V-1	111	2,32	22,0	7,63	4150	6900	23	384	410	326	181000
ЛБ-VI-1	350	2,64	22,0	9,43	4200	6600	23	384	410	326	181000
ЛБ-VI-3	11	2,62	22,0	9,43	4200	6600	23	384	410	326	181000
ЛБ-VI-4	300	2,63	23,0	9,43	4215	6700	24	309	369	287	161000
ЛБ-IV-1	1	2,67	23,0	9,43	4215	6700	24	309	369	287	161000
ЛБ-V-2	150	2,11	22,5	7,63	4450	6900	23	161	172	135	131500
ЛБ-V-1	11	1,79	22,5	6,03	4875	6605	23	161	172	135	131500
ЛБ-V-2	11	1,79	22,5	6,03	4875	6605	23	161	172	135	131500
ЛБ-V-3	150	1,81	22,5	6,03	4875	6605	23	161	172	135	131500
ЛБ-V-4	.	2,12	21,0	7,63	4450	6900	23	161	172	135	131500

разрушения, было предусмотрено двойное армирование и поперечное армирование в виде хомутов. Хомуты были выполнены из стали марки ст. 3 диаметром 6 мм и установлены с шагом 18 см при проценте армирования 1,17 с шагом 10 см в остальных случаях. С целью определения диаграммы $\sigma - \varepsilon$ (напряжения—относительные деформации) при центральном сжатии, а также призмной прочности бетона, были испытаны 30 бетонных призм размерами $10 \times 10 \times 10$ см. Для определения кубиковой прочности бетона в необходимом количестве были изготовлены контрольные бетонные кубы с размерами ребер 15 см. Образцы бетонировали в летний период на открытом полигоне, в металлических формах. В формы для балок до их бетонирования устанавливали упругие вкладыши, состоящие из пакета однотипных профилей—двутавров, длиной, равной ширине балки (рис. 1). Материал—алюминиевый сплав марки

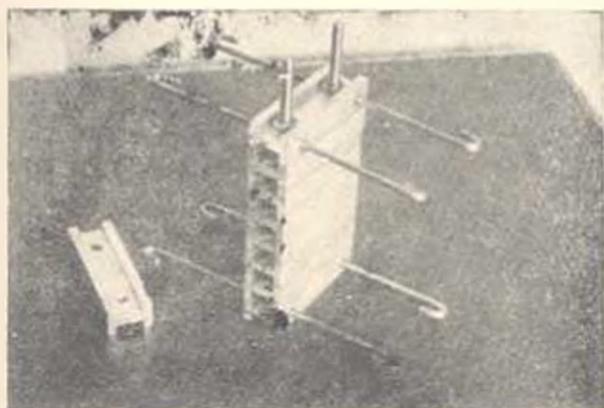


Рис. 1. Дюралевый упругий вкладыш для измерения напряжений в бетоне.

Д—Т16. Между отдельными профилями, с целью уменьшения трения, прокладывали кальку, а для создания надежного сцепления с бетоном в вкладышах на двух уровнях были предусмотрены стальные анкера.

Бетонную смесь уплотняли в формах глубинным вибратором. Распалубку образцов производили через двое суток после изготовления. Затем образцы хранили в мокрых опилках до 28-дневного возраста. Испытание бетонных кубов и призм производили на прецизионном 100 т гидрпрессе «Рейли» с соответствующей настройкой динамометра. Балки испытывали на гидравлическом прессе ГРМ-2, настраиваемого в зависимости от разрушающей нагрузки опытного образца на 10 или 25т. Нагрузку на балку передавали в третьих пролетах через металлический траперс, при этом длина зоны чистого изгиба составляла 80 см.

Эпюры напряжений в сжатой зоне бетона определяли по методу, предложенному О. Я. Бергом [1] с помощью описанных выше упругих вкладышей, смонтированных в балку. Деформации и соответствующие напряжения вкладышей определяли по показаниям датчиков сопротив-

ления с базой 20 мм, наклеенных на торцы двутавров. Имея в виду, что модуль упругости алюминиевого сплава, использованного для вкладышей примерно в четыре раза превышает модуль упругости бетона, отдельным брускам пакета, путем фрезерования была придана форма двутавров, в которых отношение ширины полки к толщине стенки было равно четырем. Для того, чтобы получить связи между напряжениями бетона и соответствующими им деформациями на уровне каждого вкладыша на бетон наклеивали датчики сопротивления с базой 50 мм. Кроме того, эпюры напряжений сжатого бетона балок определяли косвенным методом — путем сопоставления деформаций сжатой зоны бетона железобетонной балки и диаграммы $\sigma - \epsilon$ соответствующих бетонных призм при центральном сжатии. В этом случае при испытании железобетонных балок по ее высоте с двух противоположных сторон были наклеены датчики сопротивления с базой 50 мм и такие же датчики были наклеены на продольную растянутую арматуру.

При испытании бетонных призм на все четыре грани по середине их высоты наклеивали датчики сопротивления, подключенные к усилителю по параллельно-последовательной схеме, в связи с чем на выходе к осциллографу получали усредненные показатели деформаций. Нагрузку на призму передавали через тарированный динамометр, датчики от которого подключали через усилитель к осциллографу И—150. Силы и соответствующие деформации вплоть до разрушения призмы осциллограф фиксировал одновременно. В связи с этим при испытании была получена как восходящая, так и нисходящая части диаграммы $\sigma - \epsilon$ бетона при сжатии. С целью установления масштаба деформаций измерения проводили также прибором АИ-1, подключенным к дублирующим датчикам.

3. Результаты испытания балок представлены в табл. 3. В шести случаях из 15 исчерпание несущей способности балок наступало в связи с достижением арматурой предела текучести. В остальных случаях (перearмированное сечение) исчерпание несущей способности балок произошло или в результате дробления сжатой зоны бетона, или одновременного достижения напряжения в арматуре в бетоне своих предельных значений.

В качестве иллюстрации на рис. 2 и рис. 3 представлены эпюры напряжений сжатого бетона двух балок, полученных по методу О. Я. Берга. Там же представлены эпюры относительных деформаций в бетоне. Эпюра напряжений на рис. 2 соответствует бетону марки 350, а на рис. 3 легкому бетону марки 150. Нетрудно заметить, что эпюры напряжений в бетоне сжатой зоны балок при изгибе меняют свое очертание по мере увеличения нагрузки. При этом в высокопрочном бетоне (марка 350) максимальная ордината эпюры сохраняется на уровне сжатой грани балки, а в бетоне средней прочности (марка 150) максимальная ордината эпюры напряжений постепенно перемещается от сжатой грани балки в сторону нейтрального слоя. Это явление является, по-видимому, следствием микроразрушений сжатой зоны бетона и перераспределения

Таблица 3

Шифр балок	Разрушающий изгибающий момент, т.м	Кубиковая прочность, кг/см ²	Призмен. прочность, кг/см ²	Величина R_u (кг/см ²)		R_{u1}/R_{np}	R_{u2}/R_{np}	Характер разрушения балок
				R_{u1} по методу О. Я. Берга	R_{u2} косвенным методом			
ЛБ-I-1	3,60	202	180	192	—	1,07	—	по арматуре
ЛБ-2	4,80	235	192	195	—	1,01	—	по бетону
ЛБ-II-1	7,67	392	305	311	—	1,02	—	одновременно по арматуре и бетону
ЛБ-III-2	6,40	410	326	352	350	1,08	1,07	то же
ЛБ-IV-3	7,20	369	287	340	316	1,18	1,10	по бетону
ЛБ-IV-4	7,10	369	287	331	340	1,15	1,18	то же
ЛБ-III-1	5,40	410	326	—	360	—	1,10	одновременно по арматуре и бетону
ЛБ-III-3	6,24	410	326	—	370	—	1,13	по арматуре
ЛБ-III-4	5,20	410	326	—	300	—	0,93	по арматуре
ЛБ-IV-1	5,12	369	287	—	310	—	1,08	по арматуре
ЛБ-IV-2	5,12	369	287	—	300	—	1,04	по арматуре
ЛБ-V-1	4,56	172	135	—	135	—	1,00	по бетону
ЛБ-V-2	3,91	172	135	—	135	—	1,00	по арматуре
ЛБ-V-3	4,10	172	135	—	135	—	1,00	одновременно по арматуре и бетону
ЛБ-V-4	4,32	172	135	—	135	—	1,00	по бетону

внутренних усилий между бетоном и арматурой. В качестве примера здесь приводятся эпюры напряжений сжатой зоны бетона, полученные прямым (рис. 4б) и косвенным путем (рис. 4в). Полученные результаты показывают, что между ними расхождение невелико.

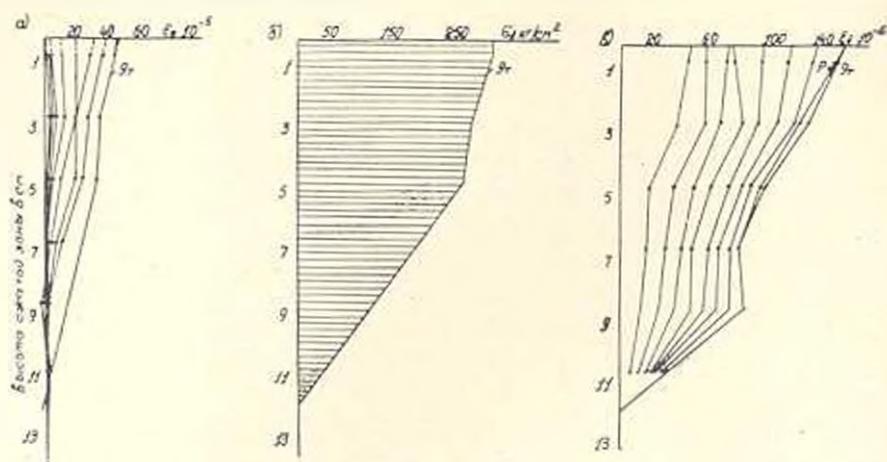


Рис. 2. Эпюры деформаций и напряжений сжатой зоны бетона железобетонной балки ЛБ—11—1 (легкий бетон $R_k = 392 \text{ кгс/см}^2$; $R_{np} = 305 \text{ кгс/см}^2$), а) эпюра деформации дуралюминиевого вкладыша; б) соответствующая эпюра напряжений в бетоне; в) эпюра деформаций бетона.

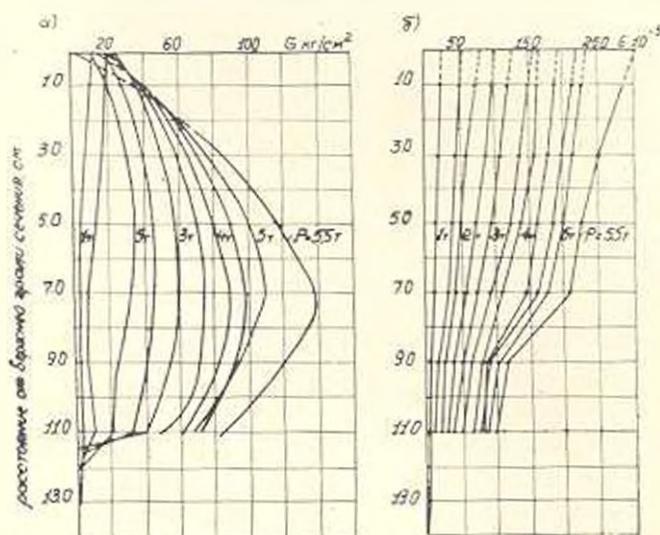


Рис. 3. Изменение эпюр деформаций и напряжений сжатой зоны бетона в железобетонной балке ЛБ—2 при разных ступенях нагрузки ($R_k = 235 \text{ кгс/см}^2$, $R_{np} = 192 \text{ кгс/см}^2$). а) эпюра напряжений; б) эпюра деформаций.

Анализ данных, приведенных в табл. 3, показывает, что для изгибающих элементов из высокопрочного бетона ($R_k = 369-410 \text{ кгс/см}^2$) отношение R_u/R_{np} колеблется в пределах от 0,95 до 1,18 и в среднем

равно 1,14, а для элементов из бетона средней прочности ($R_b = 172 - 235 \text{ кгс/см}^2$) значение R_u/R_{np} колеблется от 1,01 до 1,07 и в среднем равно 1,04. Влияние процента армирования на величину R_u/R_{np} , ввиду ограниченного количества опытов выявить не удалось. Значения R_u/R_{np} определенные косвенным путем по величине, получились несколько меньше аналогичных значений, полученных прямыми измерениями, так как во втором случае измерение напряжений прекращалось при нагрузке, составляющей примерно 0,95 от разрушающей.

4. Обработка экспериментальных данных показывает, что коэффициент полноты эюры для бетонов марок 300—350 колеблется в пре-

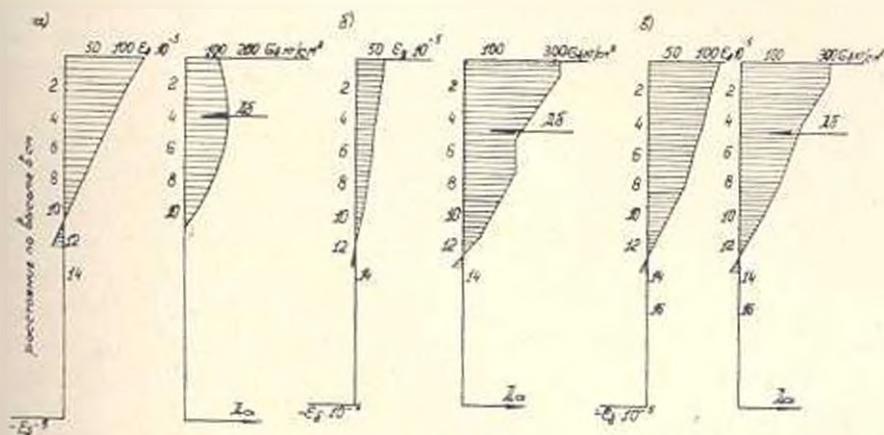


Рис. 4. Эюры деформаций и напряжений в бетоне сжатой зоны железобетонных балок: а) Легкий бетон ($R_b = 172 \text{ кгс/см}^2$, $R_{np} = 135 \text{ кгс/см}^2$), эюра построена с помощью диаграммы $\sigma - \epsilon$, полученной при сжатии бетонной призмы; для балки ЛБ-V-1; б) эюра построена по показаниям дуралюминиевого вкладыша ($R_b = 410 \text{ кгс/см}^2$, $R_{np} = 326 \text{ кгс/см}^2$) для балки ЛБ-III-2; в) эюра построена с помощью диаграммы $\sigma - \epsilon$, полученной при сжатии бетонной призмы ($R_b = 410 \text{ кгс/см}^2$, $R_{np} = 326 \text{ кгс/см}^2$) для ЛБ-III-2.

Эюры з и г построены для нагрузки 0,95P раз.

делах: $\eta = 0,55 - 0,75$, а для бетона марки 150 $\eta = 0,85 - 0,95$. Расстояние центра тяжести эюры напряжений от сжатой грани балки изменяется соответственно в пределах $\gamma x = (0,35 - 0,37) x$ и $\gamma x = (0,42 - 0,48) x$. Для высокопрочных бетонов значение

$$\gamma x = \frac{(n+1)^2}{2n(n+1)}$$

Для высокопрочных бетонов эюра напряжений сжатой зоны бетона может быть принята в виде квадратной параболы, описываемой уравнением:

$$\sigma_b = k R_{np} \left[\frac{2\epsilon}{\epsilon_0} - \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^2 \right]$$

σ_b — напряжение в сжатом бетоне,

ϵ_0 — относительная деформация сжатия, соответствующая максимальному напряжению в бетоне,

k — поправочный коэффициент бетона для марки 300 = 1, а для бетона марки 350, равный 1,14.

Выводы

1. Результаты прямого измерения напряжений сжатого бетона балок при статическом изгибе с помощью уиругих вкладышей, по методу предложенному О. Я. Бергом, оказываются близкими с результатами, полученными косвенным методом — путем сопоставления деформаций сжатой зоны бетона железобетонной балки и диаграммы $\sigma - \epsilon$ бетонных призм при сжатии.

2. Форма эпюры напряжений сжатого бетона, полученная прямым и косвенным путем для балок из высокопрочного легкого бетона (марка 300 и выше) на литонидной пемзе удовлетворительно описывается квадратной параболой. Для балок из легких бетонов средней прочности (марки-150) эпюра напряжений также имеет криволинейное очертание, но с большим развитием пластических деформаций и в этом случае максимальная ордината эпюры напряжений расположена на расстоянии $\gamma x = (0,42 - 0,48) x$ от сжатой грани сечения (x — высота сжатой зоны бетона).

3. По экспериментальным данным средние значения отношения $R_{\sigma} R_{\epsilon}$ получаются равными 1,04 и 1,14 соответственно для балок из легких бетонов средней и высокой прочности.

Автор выражает благодарность научному руководителю проф. В. В. Пинадзяну.

АНСМ

Поступило 15.IV.1969.

Վ. Ա. ԿԱՐԱՊԵՏՅԱՆ,

ԽՈՒԹԻՎ ԵՐԿԱՐԹԵՏՈՆԸ ՇԽՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՂՈՎԱՆ ԲՆՏՈՆՈՒՄ ԸՐՐՈՒՄՆԵՐԻ ԲԱՇԽՄԱՆ ԷՔՍՊԵՐԻՄԵՆՏԱԿ ԱՆՈՒՄՆԱԽԱՐԻՄՅՈՒՅՑՈՒՆ

Ա ճ փ ո փ ո ռ ը

Առաստաղաբերված է շարժումների բաշխման օրենքը լիթոնիդային պեմիդային հիման վրա պատրաստված երկաթ-բետոնե ծոփոջ էլեմենտների սեղմված բետոնում:

Նշվում է, որ էլեմենտների ծոփան ժամանակ սեղմված բետոնում առաջացող շարժումների անմիջական շարժման արդյունքները, կատարված առաձգական ներդրակների ոգնությամբ ըստ Օ. Բերգի մեթոդի, մոտիկ են անուղղակի մեխոլոգի՝ երկաթբետոնե էլեմենտի սեղմված դոսոս բետոնի զեֆորմացիաների և բետոնե պրիզմաների սեղմման $\sigma - \epsilon$ դիագրամի համադրման միջոցով

ստացված արդյունքներին: Քարձրամուր թեթև բետոնների ղեկորում (300 մարկայի ու բարձր) սեղմված բետոնի լարումների էլյուտրի ձևը, ստացված անմիջական ու անուղղակի մեթոդներով, բավարար կերպով նկարագրվում է բառակուսի պարարտով: Միջին ամրության (150 մարկայի) բետոնից պատրաստված հեծանների համար էլյուտրը նույնպես կորագծային է, սակայն մեծ զարգացում ունեն պրաստիկական դեֆորմացիաները և այդ ղեկորում լարումների էլյուտրի մարսիմալ օրդինատը գտնվում է հատվածքի սեղմված եզրից $\gamma x = (0,42 \pm 0,48) \cdot x$ հեռավորության վրա (x -ը բետոնի սեղմված զոտուր բարձրությունն է):

Ըստ էքսպերիմենտալ տվյալների միջին և բարձր ամրության թեթև բետոններից պատրաստված հեծանների համար $R_c/R_{op} \bullet$ հարաբերությունը համապատասխանաբար հավասար է 1,04 և 1,14:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Берг О. Я., Писанко Г. И., Хромец Ю. И. Исследование физического процесса разрушения бетона под действием статической и многократно повторяющейся нагрузки. Труды ВНИИСТ. вып. 60, М., 1966

ՈՈ-11-889.



СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

В. К. ГУКАСЯН, Р. С. МИНАСЯН

ПРИБЛИЖЕННЫЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ
 ПРОЧНОСТИ ПАНЕЛЕЙ ПРИ ПЕРЕКОСЕ

Метод испытания панелей стен по схеме, показанной на рис. 1а, получивший название «испытание на перекося», в настоящее время применяется довольно часто при определении прочности на сдвиг.

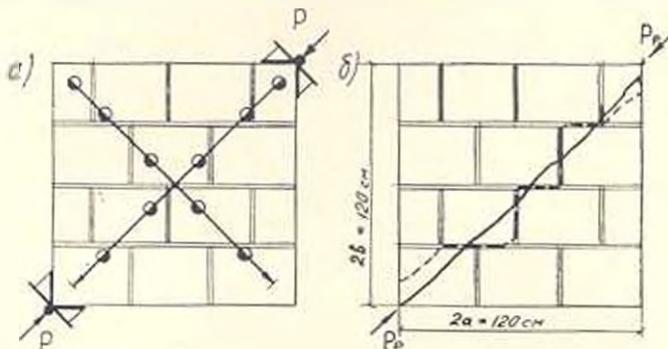


Рис. 1.

Авторами сделана попытка приближенного аналитического определения напряженного состояния и трещиностойкости панелей, изготовленных из камней правильной формы, при действии нагрузки по диагонали.

Известно, что сила P , действующая по линии AB в любой точке M , находящаяся внутри окружности (рис. 2), вызывает радиальные напряжения сжатия в направлениях r_1 и r_2 , определенные по формуле [1, 2]:

$$\sigma_{r_i} = -\frac{2P}{\pi} \left(\frac{\cos \theta_1}{r_1} + \frac{\cos \theta_2}{r_2} \right), \quad (1)$$

Чтобы сохранить значения радиальных напряжений на любой точке прямоугольной панели, следует по контуру приложить нормальные растягивающие усилия, равные по величине

$$\sigma_{r_i} = \frac{2P}{\pi d} \sin(\beta_1 + \beta_2), \quad (2)$$

где d — диаметр окружности, $\beta_1 = 90 - \alpha_1$; $\beta_2 = 90 - \alpha_2$

$$\alpha_1 = \frac{1}{2} \arcsin \left| \frac{2r_1}{r_2} \sin(\alpha_2 - \theta_2) \sin \beta_1 + \sin \theta_1 + \frac{\theta_2}{2} \right|.$$

Для квадратной панели $\beta_1 = \alpha_2 = 45^\circ$, $\alpha = 2a \sqrt{2}$,

$$\alpha_1 = \frac{1}{2} \left| \arcsin \frac{\Sigma \cos \theta_2 + \theta_1}{r_2} \right|. \quad (3)$$

Поскольку контур в действительности свободен от внешних усилий, напряжения в любой точке внутри контура можно получить, прибавляя к сжимающим напряжениям растягивающие

$$\sigma_r = \sigma_r + \sigma_r. \quad (4)$$

Нормальное и касательное напряжения по направлениям x и y (рис. 2) будут:

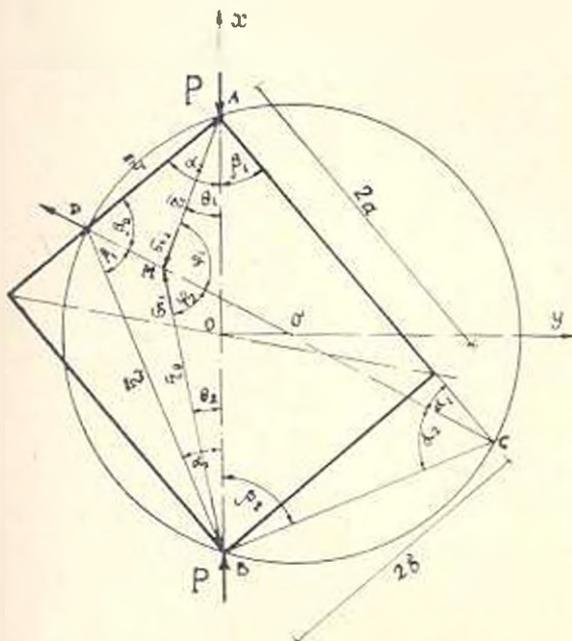


Рис. 2.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{2P}{\pi} \left| \frac{1}{d} \sin(45 + \alpha_1) - \left(\frac{\cos^3 \theta_1}{r_1} + \frac{\cos^3 \theta_2}{r_2} \right) \right|; \\ \sigma_y &= \frac{2P}{\pi} \left| \frac{1}{d} \sin(45 + \alpha_1) - \left(\frac{\cos \theta_1}{r_1} \sin^2 \theta_1 + \frac{\cos \theta_2}{r_2} \sin^2 \theta_2 \right) \right|; \\ \sigma_{xy} &= \frac{2P}{\pi} \left(\frac{\cos^2 \theta_1}{r_1} \sin \theta_1 + \frac{\cos^2 \theta_2}{r_2} \sin \theta_2 \right). \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

На рис. 3 представлены эпюры напряжений по диагоналям квадратной панели, вычисленные по формулам (5). В любой точке, вдоль линии действия сил P , касательные напряжения отсутствуют, а растягивающие имеют переменное значение. Максимальное растягивающее напряжение получается в точке пересечения диагоналей (рис. 3б). В этой точке растягивающее напряжение меньше сжимающего напряжения по перпендикулярной площадке всего лишь в 3 раза. Поэтому

следует предположить, что первые трещины в панели возникают в центре панели от действия растягивающих напряжений вдоль сжатой диагонали.

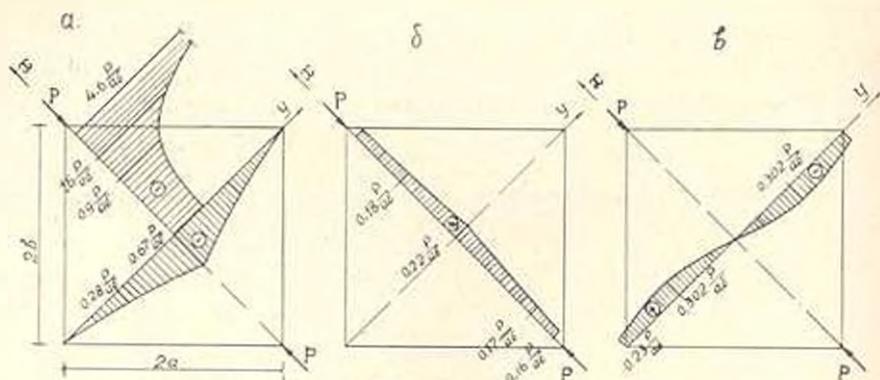


Рис. 3.

Растягивающие напряжения в центре квадратной панели при ее толщине δ будут:

$$\varepsilon_p = \frac{P \delta^2}{2a \pi \delta} \quad (6)$$

В более общем виде формулу (6) можно представить в виде:

$$\varepsilon_p = C \frac{P \delta^2}{2a \pi \delta}$$

где C — коэффициент, учитывающий возмущения, вызываемые сосредоточенными силами P . Так как в рассматриваемом нами случае точка приложения нагрузки находится на достаточно далеком расстоянии от центра панели в соответствии с принципом Сен-Венана, можно допустить, что $C = 1$.

С целью выявления прочностных показателей и характера разрушения панелей из туфовых камней правильной формы на сдвиг, авторами были изготовлены и испытаны две серии образцов размерами $120 \times 120 \times 20$ см.

В первой серии панели изготавливались в полном соответствии с технологией, указанной в РТУ — 68 [3] и с применением вибрации. Во второй серии во всех швах кладки применялся раствор литой консистенции. Характер разрушения панелей первой серии по растворным швам показан на рис. 16 штрих-линией, а панели второй серии по камню сплошной линией.

Анализ результатов испытания показал, что до нагрузок, близких к разрушающим, между напряжениями и деформациями имелась зависимость, близкая к линейной, это позволяет в рассматриваемом случае использовать приведенные выше формулы.

Условие трещинообразования для образцов первой серии можно записать в следующем виде:

$$\varepsilon_p \leq R_{p(kл)} \quad (7)$$

где

$$R_{p(ккл)} = \frac{R_{сск}^{ннт} \Sigma F_{вер} + R_{сск}^{пл} \Sigma F_{гор}}{\Sigma F_{вер} + \Sigma F_{гор}}$$

Здесь $\Sigma F_{вер}$ и $\Sigma F_{гор}$ — суммарная площадь соответственно вертикальных и горизонтальных швов. Для кладки из туфовых камней правильной формы $\frac{\Sigma F_{вер}}{\Sigma F_{гор}} \approx 1,5$. Поэтому

$$R_{p(ккл)} = 0,6 R_{сск}^{ннт} + 0,4 R_{сск}^{пл}, \quad (8)$$

где $R_{сск}^{ннт}$ — прочность нормального сцепления раствора литой консистенции ($l = 12 - 14$ см) с туфовым камнем;

$R_{сск}^{пл}$ — прочность касательного сцепления раствора пластичной консистенции ($l = 8 - 9$ см).

Следуя [4], были установлены следующие эмпирические зависимости

$$R_{сск}^{ннт} = \frac{l}{1 + \frac{60}{R_2}}, \quad R_{сск}^{пл} = \frac{4,4}{1 + \frac{48}{R_2}}, \quad (9)$$

где R_2 — предел прочности раствора пластичной консистенции.

В силу (6), (8), (9) получим следующее выражение для определения нагрузки трещинообразования панелей первой серии

$$P_{тр}^a = \frac{13,4 F}{1 + \frac{60}{R_2}} \cdot K_1, \quad (10)$$

где $F = 2:ab$ в $см^2$, ν — коэффициент, зависящий от соотношения сторон панели, при

$$\frac{a}{b} = 0,67 \quad \nu = 1,5;$$

$$\frac{a}{b} = 1,0 \quad \nu = 1,0;$$

$$\frac{a}{b} = 1,5 \quad \nu = 0,9;$$

$K_1 = 1$ при изготовлении панелей по технологии [3]; $K_1 = 1,25$ при изготовлении панелей вибрацией.

Результаты эксперимента, вычисленные по формуле (10), приведены в табл. 1. Условие трещинообразования для образцов второй серии можно записать в следующем виде:

$$\sigma_p \leq R_{p(ккл)}, \quad (11)$$

где

$$R_{p(ккл)} = \frac{R_2 R_1}{R_{сск}}$$

Таблица 1

Түф	Предел прочности раствора на сжатие, $\kappa\Gamma/\text{см}^2$	Площадь поперечного сечения панели, см^2	Диагональная нагрузка, при которой появляется первая трещина $P_{\text{тр}}$ в т			Расхождение в %	
			по эксперименту	по формулам			
				(10)	(12)		
1. Панели первой серии							
Арктический с пределом прочности на сжатие $R_{\text{сж}} = 133 \kappa\Gamma/\text{см}^2$	30	2240	11,0	9,9	—	+11	
		2260	11,0	10,0	—	+10	
	42*	2180	18,0	15,0	—	+20	
		2180	19,0	15,0	—	+26	
		2610	22,0	18,0	—	+22	
		2610	20,0	18,0	—	+11	
	63	2240	15,0	15,4	—	-3	
		2200	15,0	15,0	—	0	
	84	2200	17,0	17,3	—	-2	
		2220	17,5	17,3	—	+2	
	107	2170	19,6	18,5	—	-6	
		2170	21,4	18,5	—	-16	
	2. Панели второй серии						
	Еврейский $R_{\text{сж}} = 110 \kappa\Gamma/\text{см}^2$	48	2220	37,5	—	46,0	-22
2220			40,0	—	46,0	-15	
48**		2220	27,5	—	35,2	-28	
		2230	30,0	—	35,2	-18	
42		2220	30,0	—	38,0	-27	
		2220	31,0	—	38,0	-22	

* Панели изготовлялись с помощью вибратора.

** Панели изготовлялись без перевязки растворных швов.

R_s — марка камня, R_p — средняя прочность камня при растяжении, $R_{\text{сж}}$ — средняя прочность камня на сжатие.

В силу (6) и (11) получим следующее выражение для определения нагрузки трещинообразования панелей второй серии

$$P_{\text{тр}}^* = \frac{2,2 R_p R_s F}{R_{\text{сж}}} \cdot k_2 \quad (12)$$

$k_2 = 1$ при изготовлении панелей с перевязкой растворных швов;
 $k_2 = 0,7$ при изготовлении панелей без перевязки растворных швов.

Экспериментальные и расчетные данные по формуле (12) приведены на табл. 1.

Для определения расчетной горизонтальной нагрузки $A_{\text{тр}}^*$ пане-

лей из туфовых камней правильной формы с прочностью на сжатие $R_{сж} = 75 - 250 \text{ кг/см}^2$, осуществляемой по технологии [3] и вибрацией при $0.6 < \frac{\alpha}{\delta} \leq 2$, с учетом двухкратного коэффициента запаса, принятой для каменной кладки в силу (10), получим формулу

$$N_{\nu}^{\alpha} = \frac{4.75 F}{1 + \frac{60}{R_2}} \cdot k_2. \quad (13)$$

Для кладки, изготовленной на литом сложном растворе прочностью выше 30 кг/см^2 , в силу (12), получим формулу

$$N_{\nu}^{\alpha} = \frac{0.8 R_p R_1 F}{R_{сж}} k_1. \quad (14)$$

Վ. Բ. ՂԱՆՆԻՅԱՆ, Բ. Ս. ՍՐԱՍՅԱՆ

ՊԱՆԵԼՆԵՐԻ ՍԱՀՔԻ (ՇԵՂՊԱՆ) ԱՐՐՈՒԹՅՈՒՆԸ ՈՐՈՇԵԼՈՒ ՄՈՏԱՎՈՐ ԵՎԱՆԱԿ

Ա մ փ ո փ ո ս օ

Առաջարկվում է ուղղանկյուն հոծ պանելների ամրությունը որոշելու մոտավոր եղանակ՝ երբ բնութագրն ազդում է անկյունագծի ուղղությամբ: Հետևելով Հ. Հիրդին, ստացված են հաշվարկային բանաձևեր լարումները պանելի ջանկացած կետում որոշելու համար: Համադրված են կանոնավոր ձևի սուֆարարներից պատրաստված պանելների փորձարկումներից ստացված ավյալները հաշվարկայինների հետ: Խարբերությունը կազմում է 15—25%: Առաջարկված են մոտավոր հաշվարկային բանաձևեր անկյունագծային բևեռվածքի ազդեցության դեպքում պանելների ճարակալուծությունը որոշելու համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Тимошенко С. П. Теория упругости, М., 1937.
2. Herz H. Über die Verteilung der Druckkräfte in einem elastischen Kreisylinder. ZMP, 1883, Bd. 28.
3. Республиканские технические условия на проектирование и возведение стен зданий и сооружений из туфовых камней правильной формы (РТУ — 68). Ереван, 1968.
4. Омищик Л. И. Прочность и устойчивость каменных конструкций. М. — Л., 1937.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

С. А. ГАСПАРЯН, М. Г. СТАКЯН

О ВЫНОСЛИВОСТИ СТАЛИ ПРИ СОВМЕШНОМ ЦИКЛИЧЕСКОМ ИЗГИБЕ И СТАТИЧЕСКОМ КРУЧЕНИИ

Поведение металлов при сложно-напряженном состоянии изучено недостаточно полно [1]. Рассматриваемый режим нагружения деталей типичен для условий работы валов передаточных механизмов. На ма-

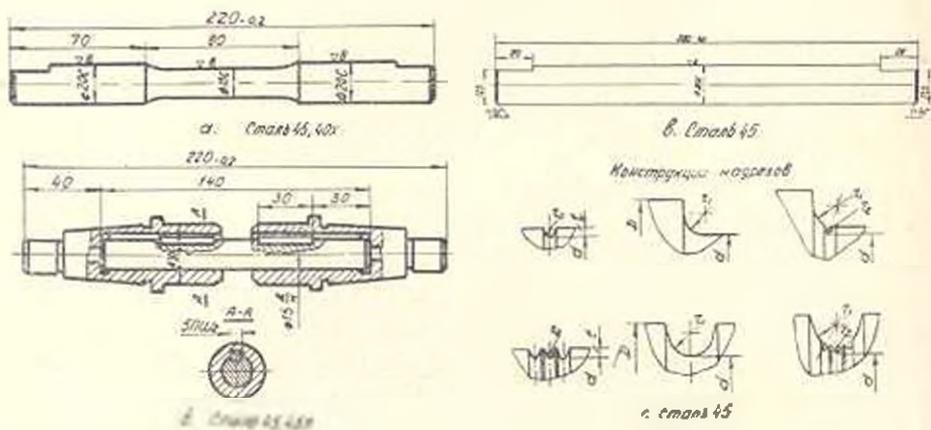


Рис. 1. Конструкции испытанных образцов.

шине [2] были проведены усталостные испытания при стационарном, переменном и переменном-ступенчатом режимах нагружения образцов (рис. 1) из стали 45 ($\sigma_{II} = 67,5 \text{ кгс/мм}^2$, $\sigma_T = 42,1 \text{ кгс/мм}^2$) и 40X ($\sigma_{II} = 84,8 \text{ кгс/мм}^2$, $\sigma_T = 55,3 \text{ кгс/мм}^2$). База испытания составляла: $N_B = 5 \cdot 10^6$ циклов; корреляционные уравнения наклонных ветвей кривых выносливости подсчитаны согласно [3]. Отношение нормальных и касательных напряжений $\frac{\tau}{\sigma}$ для каждой серии испытаний оставалось постоянным.

Проследим за влиянием статических касательных напряжений при стационарном, переменном и переменном-ступенчатом режимах нагружения образцов из стали 45 и 40X (рис. 2; $d = 15 \text{ мм}$; $\frac{\tau}{\sigma} = 0$ и $0,25$). Значения длительных пределов выносливости σ_{-1} при совместном действии σ и τ (кривые 2 и 2') получились несколько меньшими, чем

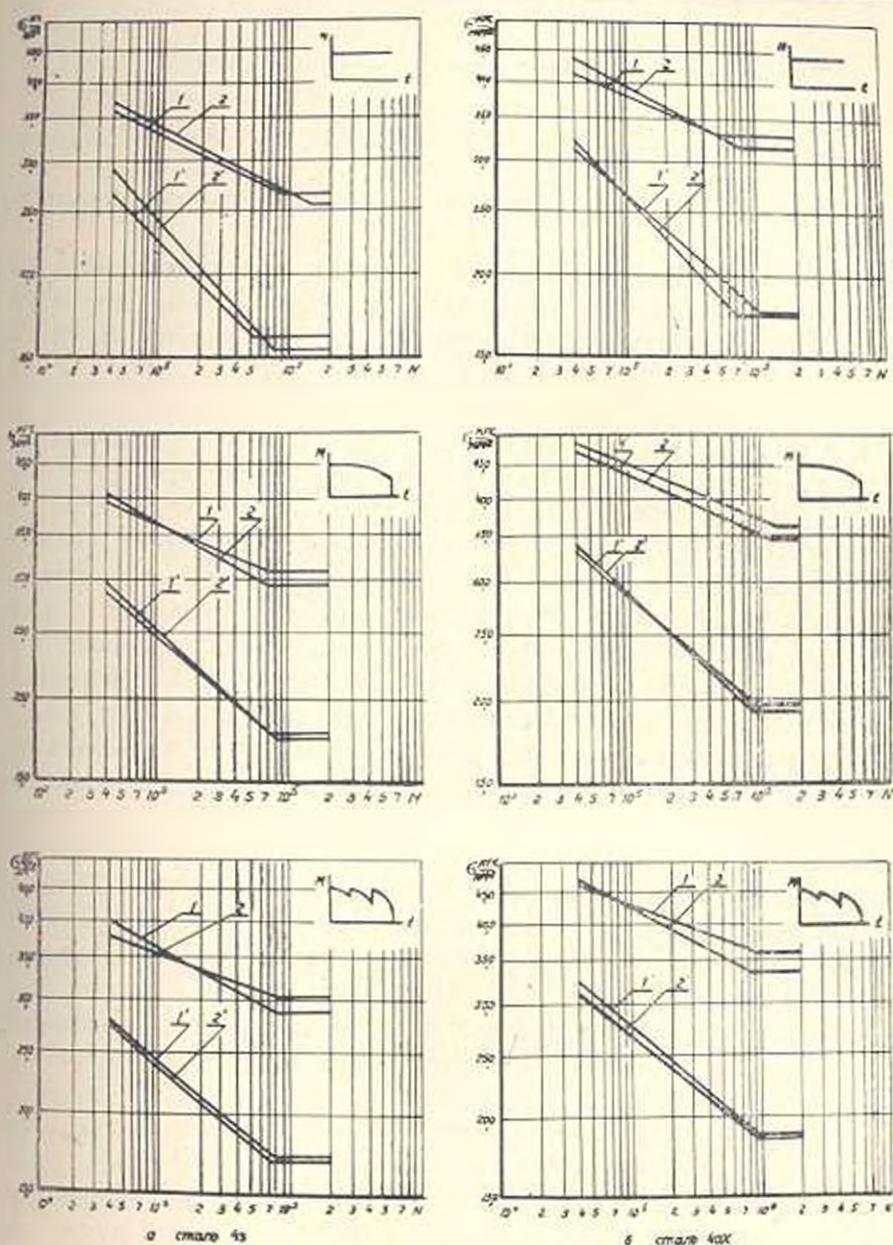


Рис. 2 Кривые выносливости образцов, испытанных при стационарном, переменном и переменном-ступенчатом режимах нагружения: а) для образцов из стали 45; б) для образцов из стали 40X. Кривые 1, 2 соответствуют гладким образцам при σ — 0 и 0,25; кривые 1', 2' — шпоночным образцам при σ — 0 и 0,25.

соответствующие значения τ_1 при действии только $\pm \sigma$ (кривые 1 и 1'). В области ограниченной выносливости под действием \pm наблюдается также увеличение циклической долговечности. Оценку влияния режимов нагружения можно осуществить с помощью коэффициентов:

$\alpha = \frac{\sigma_{-1} - \sigma_{-1}^2}{\sigma_{-1}}$ — в области длительной выносливости;

$\beta = \frac{1/m_2 - 1/m_1}{1/m_1}$, $\gamma = \frac{C_2/m_2 - C_1/m_1}{C_1/m_1}$ — в области ограниченной выносливости. Здесь C_1, C_2, m_1, m_2 — параметры сопоставляемых кривых выносливости.

Значения α, β, γ (усредненные — для образцов из стали 45 и 40X), подсчитанные согласно кривым рис. 2, при стационарном, переменном и переменном-ступенчатом режимах нагружения равны: для гладких образцов — $\alpha = (3,3 - 3,7 - 5,6)\%$, $\beta = (15,6 - 20,9 - 42,4)\%$, $\gamma = (3,2 - 2,6 - 5,5)\%$; для шпоночных образцов — $\alpha = (2,7 - 2,1 - 1,1)\%$, $\beta = (15,8 - 3,4 - 3,4)\%$, $\gamma = (5,5 - 0,4 - 0,7)\%$. По сравнению с исходным — стационарным режимом нагружения, при переменном и переменном-ступенчатом режимах нагружения наблюдается тенденция роста значений α, β, γ для гладких образцов и тенденция снижения α, β, γ — шпоночных образцов. Относительное снижение длительных пределов выносливости гладких образцов при принятых режимах нагружения проявляется в большей степени, чем для шпоночных образцов. Благоприятное влияние статических касательных напряжений в области значительных перенапряжений можно объяснить совместным проявлением эффекта тренировки, вызванного нестационарностью нагружения, и упрочняющих процессов, протекающих под действием высоких значений σ .

Проведенные опыты показывают, что в зависимости от принятых режимов нагружения, а также отношений τ/σ , для сталей 45 и 40X длительные пределы выносливости изменяются незначительно (до 9% в сторону уменьшения). Иначе говоря, результаты опытов хорошо согласуются с теорией проф. И. В. Кудрявцева, согласно которой от наложения статических касательных напряжений пределы выносливости практически не изменяются до потери материалом статической прочности.

Реальные формы рабочих поверхностей деталей машин весьма сложны и возникновение местных напряжений в сечениях деталей часто обуславливается совместным действием нескольких концентраторов, поля напряжений которых взаимодействуют. Нами рассмотрены сравнительно простые виды наложения концентраторов: галтель — V-образный контурный надрез; круговая выточка — группа V-образных контурных надрезов. Первый вид наложения моделирует случай нанесения рисок или царапин на поверхности галтели, а второй — случай выполнения выточки с грубо обработанной поверхностью.

Для определения эффективных коэффициентов концентрации напряжений (ЭККП) комбинированных надрезов существуют следующие рекомендации:

а) $K_{1,2} = K_1 \cdot K_2$, согласно [4]; (1)

б) $K_{1,2} = K_2 + \frac{1}{2}(K_1 - 1)$, согласно [5]; (2)

в) учет максимального из действующих в сечении концентраторов; где — $K_{1,2}$, K_1 , K_2 — значения ЭККН, соответственно, комбинированного, основного и контурного надрезов;

$\beta = 0,9 - 1,1$ коэффициент эффективности наложения при усталостных испытаниях.

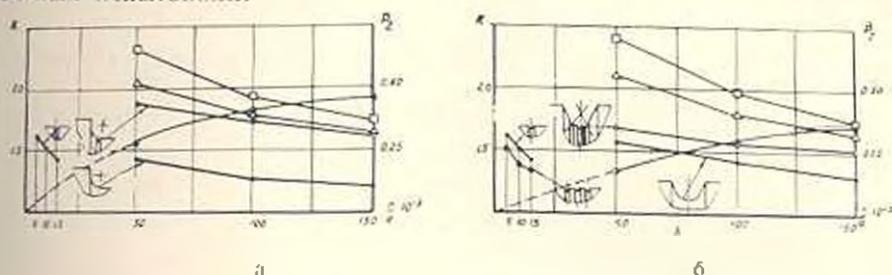


Рис. 3. Изменение ЭККН надрезов и коэфф. β в зависимости от $\frac{r}{d}$: а) сочетание «галтель — контурный надрез»; б) сочетание «выточка — группа контурных надрезов». Значение ЭККН: ● — контурных и основных надрезов; □ — комбинированных надрезов. ○, △ — комбинированных надрезов, подсчитанных согласно (1), (2). ■ — значения β .

В рассмотренном интервале относительных радиусов надрезов $\frac{r_1}{d}$ и $\frac{r_2}{d}$ наблюдаются неравенства: $K_{1,2} > K_1$; $K_{1,2} > K_2$ (рис. 3—образцы из стали 45, $d = 20$ мм, $\frac{r}{d} = 0,45$, стационарный режим нагружения), но с усилением степени остроты надрезов значения $K_{1,2}$ и K_2 выравниваются, т. е. эффективность наложения надрезов при высокой концентрации напряжений заметно уменьшается. Аналогичная картина, согласно [4], наблюдается и при $\frac{r_2}{d} \geq 0,45$. Предложенные зависимости (1), (2) в данном интервале r_1/d и r_2/d дают завышенные результаты. Экстраполяция кривых $K_{1,2}$ показывает, что выражение (1) справедливо при $r_2/d > 0,30 - 0,35$, (2) — при $r_1/d > 0,20 - 0,25$, а рекомендация в) — при $r_1/d < 0,03$.

Относительное снижение циклической прочности образцов с комбинированными надрезами можно представить в виде:

$$\delta_{1,2} = \beta_2 \cdot \delta_1 + \delta_2.$$

где

$$\delta_{1,2} = \frac{\sigma_{-1}^2 - \sigma_{-1K_{1,2}}^2}{\sigma_{-1}^2}, \quad \delta_1 = \frac{\sigma_{-1}^2 - \sigma_{-1K_1}^2}{\sigma_{-1}^2}, \quad \delta_2 = \frac{\sigma_{-1}^2 - \sigma_{-1K_2}^2}{\sigma_{-1}^2}.$$

Откуда

$$K_{1,2} = \frac{1}{\frac{1}{K_2} - \left(\frac{1}{K_1} - 1\right) \cdot \beta_2}, \quad (3)$$

где σ_{-1}^* , $\sigma_{-1A1,2}^*$, σ_{-1A1}^* , σ_{-1A2}^* — пределы выносливости образцов, соответственно, гладких, с комбинированным, основным и контурным надрезами.

На рис. 3а, б представлены кривые $\beta_2 = f\left(\frac{r_1}{d}\right)$. Согласно [4], при

$\frac{r_1}{d} = 0,36 - 0,45$ значения β_2 убывают, что свидетельствует о восходяще-убывающем характере эффекта наложения и зависимости от степени остроты надрезов. Как видно, для случая выполнения выточки с грубо обработанной поверхностью кривая β_2 расположена несколько ниже. Это является результатом благоприятного влияния рядного расположения контурных надрезов на эффект наложения. Для интервала $0,05 \leq \frac{r_1}{d} < 0,15$, наиболее часто встречающегося в практике машиностроения, зависимость (3) благодаря введению β_2 дает достоверные значения $K_{1,2}$.

В области ограниченной выносливости с усилением степени остроты надрезов наблюдается снижение величины показателей наклонов кривых выносливости m и основных статистических параметров выносливости.

Ս. Ա. ԳԱՍՊԱՐՅԱՆ, Մ. Գ. ՍՏԱԿՅԱՆ

ՅԵՎԱՅԻՆ ԾՈՒՐԱԿ ԵՎ ԽՏԱՍԻՎ ՈՒՐՈՒՄԱՆ ՀԱՐԱՏՆԵՎ ԱԶԳԵՅՈՒԹՅԱՆ
ԳԻՒԳՈՒՄ ՊՈՂՊԱՏԵ ԳԻՒՄՅՎՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՎԵՐԱՐԵՐՅԱԼ

Ս. մ փ ո փ ո ռ մ

Հոդվածում քննարկվում են պողպատ 45-ից ու պողպատ 40 X-ից պատրաստված սղորկ և մակակտրվածքներով փորձանմուշների ցիկլային ամրաօձյան փորձարկումների արդյունքները, որոնք նմանակում են փոխանցման մեխանիզմների լիսեռների ռատցիոնար և ամբարձիչային աշխատանքային ուժերները: Քայահայտված է ստատիկ շոշափող լարումների ազդեցությունը դիմացկունության սահմանի վրա: Ինտեգրված են բանաձևեր լարումների կոնցենտրացիաների էֆեկտիվ գործակցի արժեքները որոշելու համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шеглов Н. Н. Пределы выносливости и пластические деформации сталей в некоторых случаях совместного изгиба и кручения. Сб. «Расчеты на прочность», вып. 7, Машгиз, М., 1961.
2. Гаспарян С. А., Базер В. В. Программирование режимов нагружения машин для испытаний на прочность при сложном-напряженном состоянии. «Заводская лаборатория», 2, 1967.
3. Шагин М. Я. Об оценке рассеивания значений циклической прочности. «Вестник машиностроения», 2, 1965.

4. *Kawamoto M., Sehi M. Fatigue Strength of Steel Specimens With Double Notches. „Proc. 1 Japan Congr. Test. Mater. (1957, Tokyo)“*, Kyoto, JSTM, 1958.
5. *Vaganov P. D., Шишорина О. И. Эффект наложения концентраторов напряжений при действии переменных нагрузок. Сб. „Вопросы прочности материалов и конструкций“*, изд. АН СССР, М., 1959.

ЭНЕРГЕТИКА

Д. С. МЕЛКОНЯН

МЕТОД АППРОКСИМАЦИИ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК
 ЭКСПОНЕНЦИАЛЬНО-СИНУСОИДАЛЬНЫМИ ФУНКЦИЯМИ

В статье предлагается численный метод аппроксимации динамической характеристики $f(x)$ рядом, составленным из экспоненциально-синусоидальных функций следующего вида

$$q(x) = \sum_{k=0}^{\infty} Q_k \exp\left(-2^{k-1} \frac{\pi x}{L}\right) \sin\left(2^{k-1} \frac{\pi x}{L}\right), \quad (1)$$

исходя из условия

$$q(x_i) = f(x_i), \quad (2)$$

где $x_i = \frac{L}{2^i}$ ($i = 0, 1, \dots$) — узловые точки;

L — отрезок, на котором задана динамическая характеристика.

Рассмотрим, как определить коэффициенты Q_k , чтобы условие (2) было выполнено. При $x = L$

$$q(L) = \sum_{k=0}^{\infty} Q_k \exp(-2^{k-1} \pi) \sin(2^{k-1} \pi) = Q_0 \exp\left(-\frac{\pi}{2}\right),$$

откуда с учетом (2) следует

$$Q_0 = f(L) \exp \frac{\pi}{2}. \quad (3a)$$

В общем случае при $x = \frac{L}{2^i}$ ($i \geq 1$) на основании (1)

$$q\left(\frac{L}{2^i}\right) = \sum_{k=0}^i Q_k \exp(-2^{k-i-1} \pi) \sin(2^{k-i-1} \pi),$$

и, следовательно, с учетом (2)

$$Q_i = \exp \frac{\pi}{2} \left[f\left(\frac{L}{2^i}\right) - \sum_{k=0}^{i-1} Q_k \exp(-2^{k-i-1} \pi) \sin(2^{k-i-1} \pi) \right]. \quad (3b)$$

Формулы (3a) и (3b) решают поставленную задачу, позволяя определять коэффициенты ряда (1) Q_i в порядке возрастания индекса i .

Чтобы не быть связанными при нахождении коэффициентов определенной последовательностью, приведем формулы (3а) и (3б) к виду:

$$Q_i = \sum_{j=0}^i \xi_j f\left(\frac{L}{2^{i-j}}\right), \quad (4)$$

где ξ_j — постоянные коэффициенты.

Из формул (3) и (4) для ξ_0 непосредственно следует

$$\xi_0 = \exp\left(\frac{\pi}{2}\right). \quad (5a)$$

Раскрывая формулы (3б), можно получить следующее выражение при $j \geq 1$:

$$\xi_j = -\exp\left(\frac{\pi}{2}\right) \sum_{m=0}^{j-1} \xi_m \exp(-2^{m-j-1}\pi) \sin(2^{m-j-1}\pi). \quad (5б)$$

Значения коэффициентов ξ_j , вычисленные при помощи ЭЦВМ „Наирн“ для j от 0 до 20, приведены в табл. 1.

Таблица 1

j	ξ_j	j	ξ_j	j	ξ_j
0	4,81018	7	-0,18453	14	0,00123
1	-7,46049	8	0,09024	15	-0,00060
2	5,59079	9	-0,04113	16	0,00030
3	-3,10677	10	0,02158	17	-0,00014
4	1,56595	11	-0,01055	18	0,00007
5	-0,77057	12	0,00516	19	-0,00003
6	0,37727	13	-0,00252	20	0,00002

Руководствуясь формулой (4) и табл. 1, можно с помощью несложных вычислений решать задачу аппроксимации рядом (1). Отметим следующие свойства ряда (1), важные для его практического использования. При $x=0$ $q(x)=0$. Поэтому аппроксимируемая кривая, заданная на отрезке от 0 до L , должна быть смещена в точке $x=0$ с началом координат. Оставив в выражении (1) $n+1$ первых членов, получаем следующий усеченный ряд

$$q_n(x) \approx \sum_{k=0}^n Q_k \exp\left(-2^{k-1} \frac{\pi x}{L}\right) \sin\left(2^{k-1} \frac{\pi x}{L}\right). \quad (6)$$

Если коэффициенты Q_k определяются по формулам (3) и (4), то

$$q_n(x) = f(x) \text{ при } x_i = \frac{L}{2^i} \quad (i = 0, 1, \dots, n). \quad (7)$$

Благодаря этому для конкретных задач аппроксимации вместо бесконечного ряда (1) можно применять конечный ряд (6), который совпадает с аппроксимируемой функцией на отрезке $\left[\frac{L}{2^n}; L\right]$ в точках $\frac{L}{2^i}$ ($i = 0, 1, \dots, n$).

Составим ряд

$$q_m(x) = q_n(x) + q_{m-n}(x),$$

где $q_n(x)$ определяется формулой (6), а

$$q_{m-n}(x) = \sum_{k=0}^{m-n-1} Q_k \exp\left(-2^{k+1} \frac{\pi x}{L}\right) \sin\left(2^{k+1} \frac{\pi x}{L}\right), \quad (m > n).$$

Нетрудно убедиться, что

$$q_m(x) = q_n(x) \quad \text{при} \quad x = \frac{L}{2^k} \quad (k = 0, 1, \dots, n),$$

то-есть коэффициенты рядов $q_m(x)$ и $q_n(x)$ тождественно совпадают при $k \leq n$. Таким образом, добавление к ряду (6) новых членов не меняет значений, входящих в него коэффициентов.

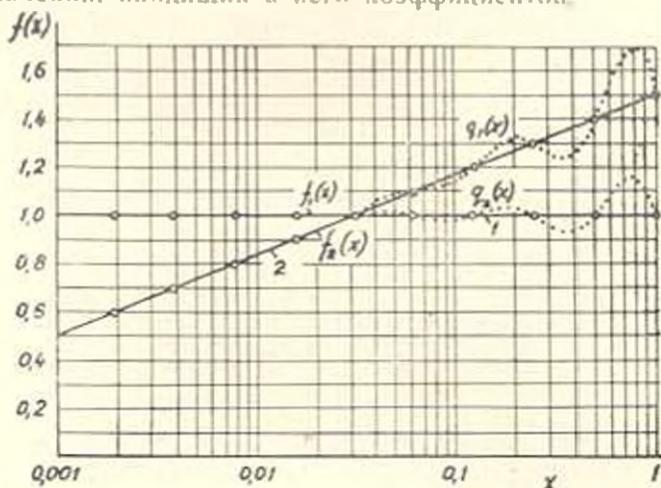


Рис. 1. Характер аппроксимации, обеспечиваемой рядом вида (6).

Характер аппроксимации, обеспечиваемый рядом вида (6), лучше всего уяснить с помощью конкретного примера. На рис. 1 сплошными линиями 1 и 2 показаны функции $f_1(x)$ и $f_2(x)$ (функция $f_1(x) = 1$) и точечными кривыми аппроксимирующие их функции $q_1(x)$ и $q_2(x)$, определяемые рядами вида (6) из 11 членов. По оси абсцисс взята логарифмическая шкала, в которой отрезок $L = 1$ делится узловыми точками $x = \frac{L}{2^i}$ ($i = 0, 1, \dots, 10$) на равные части. В узловых точках функции $f_1(x)$ и $q_1(x)$ и соответственно $f_2(x)$ и $q_2(x)$ совпадают (значения кривых и узловых точек показаны на рис. 1 кружками). В промежуточных же точках при x , близких к L , функции $q_1(x)$ и $q_2(x)$ колеблются около $f_1(x)$ и $f_2(x)$, но затем по мере уменьшения x колебания затухают и функции практически совпадают. Как видно из рисунка, аппроксимирующие функции $q_n(x)$ обеспечивают плавное соединение узловых точек, начиная примерно с $L/2^i$.

Чтобы аппроксимирующая функция (6) обеспечивала плавное соединение узловых точек на всем отрезке аппроксимации, поступим следующим образом. Искусственно продолжим аппроксимируемую функцию за пределы отрезка L , допустив, что

$$f(L) = f(2L) = f(4L) = \dots = f(2^m L), \quad (8)$$

где m — некоторое целое положительное число, и составим ряд

$$s_n(x) = \sum_{k=-m}^n S_k \exp\left(-2^{k-1} \frac{\pi x}{L}\right) \sin\left(2^{k-1} \frac{\pi x}{L}\right) \quad (9)$$

с такими коэффициентами S_k , чтобы выполнялись условия

$$\begin{aligned} S_n(x_i) &= f(x_i) \text{ при } i = 1, \dots, n; \\ S_n(x_i) &= f(L) \text{ при } i = -m, \dots, -1, 0. \end{aligned} \quad (10)$$

Ряд (9) полностью аналогичен ряду (6), если рассматривать аппроксимацию на отрезке $[0, 2^m L]$. Но, поскольку $S_n(x)$ используется для аппроксимации на отрезке $[0, L]$, дополнительные члены ряда с коэффициентами S_{-m}, \dots, S_{-1} смещают колебания, показанные на рис. 1, за пределы отрезка $[0, L]$. Сравнивая ряды (6) и (9), можно убедиться, что формула (4) должна быть видоизменена следующим образом для определения коэффициентов S_k :

$$S_k = \sum_{j=0}^{m-k} \eta_j f\left(\frac{L}{2^{m-j-k}}\right). \quad (11)$$

С учетом условия (8) коэффициенты S_k для $k = -m, \dots, -1, 0$ могут быть представлены в виде

$$S_k = f(L) \sum_{j=0}^{m-k} \eta_j = f(L) \tau_{m-k}. \quad (12)$$

Некоторые значения коэффициентов η_{m-k} приведены в табл. 2.

Таблица 2

$m-k$	τ_{m-k}	$m-k$	τ_{m-k}	$m-k$	τ_{m-k}
0	4,81018	3	0,16599		1,00666
1	-2,65601	4	1,39996		0,82213
2	2,91078	5	0,62939		0,91237

2. Динамические характеристики, в особенности это относится к частотным характеристикам, в ряде случаев изображаются в логарифмических координатах. Узловые точки x_i , полученные в соответствии с равенством (2), делят логарифмическую шкалу на равные отрезки, и, следовательно, функция $S_1(x)$, образуемая рядом вида (9), соединяет равноотстоящие ординаты логарифмической характеристики. Благодаря этому, предложенный метод весьма удобен именно для аппроксимации кривых, изображенных в координатах, имеющих лог. ТН, № 5.

гарифмическую шкалу по оси абсцисс (по оси ординат может быть как равномерная, так и логарифмическая шкала).

В качестве примера рассмотрим аппроксимацию амплитудной и фазовой частотных характеристик системы регулирования [1], изображенных на рис. 2. Характеристики заданы на отрезке частот от 0,1 до 100 рад/сек. Значения частотных характеристик в узловых точках, соответствующих частотам $\omega = 100; 50; 25; 12,5; 6,25; 3,125; 1,563; 0,781; 0,391; 0,195; 0,0977$, показаны на рис. 2 кружками. По этим зна-

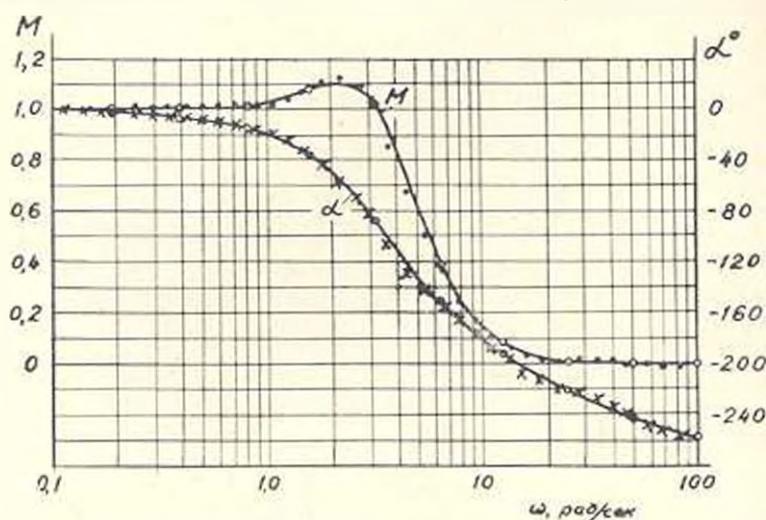


Рис. 2. Аппроксимация амплитудной M и фазовой α частотных характеристик рядом вида (9).

чениям были рассчитаны коэффициенты рядов вида (9) при $m = 4$ аппроксимирующих функции α и $1 - M$. Ниже приведены значения коэффициентов этих рядов.

Для функции α

k	S_k	k	S_k	k	S_k	k	S_k
-4	1230	0	358	4	46,1	8	3,44
-3	-678	1	98,6	5	-71,1	9	-12,7
-2	753	2	191	6	-4,99	10	5,77
-1	-42,5	3	93,2	7	7,67		

Для функции $1 - M$

k	S_k	k	S_k	k	S_k	k	S_k
-4	4,81	0	1,4	4	-0,384	8	0,211
-3	-2,65	1	0,629	5	-1,56	9	-0,0818
-2	2,94	2	0,983	6	1,35	10	0,0327
-1	-0,166	3	0,499	7	-0,563		

Значения рядов вида (9) с приведенными выше коэффициентами, вычисленные для отдельных частот, показаны на рис. 2 крестиками и точками. Они близки к исходным кривым или совпадают с ними.

3. Хорошо известно, что переходные функции линейных систем, передаточные функции которых имеют только простые вещественные полюса, в общем случае содержат постоянную составляющую и сумму слагаемых вида $A_k e^{-t/\tau_k}$. Такие функции быстро изменяются при t , близких к нулю и медленно затухают при $t \rightarrow \infty$. Ряд (9) удобен для аппроксимации таких функций, так как его узловые точки сгущаются по мере приближения к $t = 0$. Его целесообразно применять в тех случаях, когда переходная функция не имеет точек перегиба между узловыми точками.

Резюмируя отметим, что рассмотренный метод позволяет с помощью несложных вычислений, руководствуясь данными таблиц 1 и 2, аппроксимировать динамические характеристики рядами вида (1), (6) или (9). Предпочтительнее использовать ряд (9), так как он обеспечивает плавное соединение узловых точек. Узловые точки, в которых аппроксимируемая и аппроксимирующая функции совпадают, располагаются неравномерно. Благодаря этому, рассмотренный метод удобен для аппроксимации кривых, изображенных в логарифмических координатах, а также функций, состоящих из суммы экспоненциальных составляющих. Функции, определяемые рядами (1), (6) и (9), непрерывны, имеют производные любых порядков. Поэтому предложенный метод можно использовать для целей численного дифференцирования и интегрирования, в частности, для того, чтобы вычислить преобразования Лапласа или Фурье заданной эмпирически динамической характеристики.

АрмИИЭ

Получено 7.V.1969.

Գ. Ս. ՄԵԼՔՆՅԱՆ

ԴԻՆԱՄԻԿ ԲՆՈՒԹԱԿՐԵՐԸ ԷՔՍՊՈՆԵՆՑԻԱԼ-ՍԻՆՈՍՈՒԴԱՅԻՆ
ՖՈՒՆԿՑԻԱՆԵՐԸ ԽՈՏԱԿՆԵԼՈՒ ՄԵԹՈԴ

Ա Վ Փ Ն Փ Ո Ւ Մ

Առաջարկվում է դինամիկ բնութագրերը կրող օնենցիալ-սինուսոիդային ֆունկցիաներից կազմված շարքով մոտարկելու մեթոդ: Շարքի գործակիցներն բնորոշում են այնպես, որ մոտարկվող և մոտարկող ֆունկցիաները համընկնում են հանգուցային կետերում: Ստամնասիրված են շարքի հատկությունները և վերջինիս գործակիցների հաշվումը հեշտադնելու նպատակով բերված են աղյուսակներ: Սեթոդի կիրառումը լուսարանված է օրինակով:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Лэнинг Д. Х., Бэттин Р. Г. Случайные процессы в задачах автоматического управления. М., 1968.
2. Честнат Г., Майер Р. В. Проектирование и расчет следящих систем и систем регулирования. М., 1959.

ЭНЕРГЕТИКА

В. П. БУКИН

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ АНАЛОГОВОГО УСТРОЙСТВА
ДЛЯ ОПТИМАЛЬНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАГРУЗОК НА ТЭЦ

При построении специализированных вычислительных устройств (ВУ) для оптимального распределения нагрузок на ТЭЦ основными вопросами являются затраты на эти устройства и точность получения решения. Эти затраты резко возрастают при применении более точных методов оптимизации, дающих возможность приблизиться к абсолютному минимуму, т. к. последнее обстоятельство вызвано тем, что различные по точности методы вызывают и различные затраты для их реализации. Окупиться же эти затраты могут только реальной экономией топлива за счет меньшего отклонения нагрузок отдельных, совместно работающих агрегатов, от действительно оптимальных. Разумный подход к вопросу точности при построении специализированных ВУ представляет интерес и играет существенную роль при выборе средств техники для решения поставленной задачи. Следует иметь в виду, что погрешность полученного решения определяется не только методической погрешностью и погрешностью вычислительной техники, но также зависит от погрешности исходной информации и последняя может являться одной из основных и в некоторых случаях достигает до 30%. Поэтому существующее мнение, что решение задач оптимизации с помощью средств цифровой техники с применением более точных методов предпочтительнее не всегда оправдывается, т. к. погрешность исходной информации остается одной и той же, а затраты для реализации решения более точным методом на цифровой машине всегда больше, чем на аналоговой.

В статье на примере аналоговой математической модели (АММ) котельного цеха ТЭЦ дается анализ влияния точности решающей техники на точность распределения нагрузок, между агрегатами при различной точности исходной информации. Настоящее исследование основывается на выполнении расчетов с применением самих аналоговых моделей. Для исследования использованы уравнения котельного цеха, работающего на общий паропровод в режиме оптимального распределения нагрузок [1]

$$\sum_{i=0}^n D_{ki} - D_{kct} = 0;$$

$$b_{ki} = f(D_{ki}); \quad (1)$$

$$b_{nl} = f(D_{kn});$$

$$b_{k1} = b_{k2} = \dots = b_{kn} = b_{knl},$$

где D_{li} — расход пара $l^{\text{го}}$ котлоагрегатом (нагрузка $l^{\text{го}}$ котлоагрегата);
 D_{k1} — заданная нагрузка котельного цеха;

$b_{nl} = f(D_{kn})$ — зависимость значения относительного прироста расхода топлива (ОПРТ) $l^{\text{го}}$ котла от нагрузки;

b_{knl} — ОПРТ котельного цеха ТЭЦ.

При рассмотрении точности АММ в основу исследования следует положить не исходные, а так называемые машинные уравнения, т. е. построенная на основе машинных уравнений математическая модель обычно содержит помимо основных решающих блоков целый ряд и дополнительных устройств, например, таких как инверторы, блоки постоянных коэффициентов, блоки переменных коэффициентов, делители напряжения, интеграторы и другие. В результате машинные уравнения исследуемой математической модели будут содержать большее число параметров, чем исходные моделируемые уравнения. Машинные уравнения математической модели котельного цеха ТЭЦ можно представить так.

$$k_1 \cdot U_1 = k_2 \cdot \sum_{i=1}^n U_{ni} - k_2 \cdot U_{kcl}; \quad (2)$$

$$U_{kl} = f(U_{bkl}); \quad (3)$$

$$\dots \dots \dots$$

$$U_{kn} = f(U_{bkn});$$

$$U_{bkl} = U_{bkl2} = \dots = U_{bkn} = U_{bko}; \quad (4)$$

$$U_{bko} = k_n \int_0^t U_1 \cdot dt, \quad (5)$$

где U_{li} — нагрузка i -го котла, выраженная в вольтах;

U_{bkl} — ОПРТ i -го котла в вольтах;

U_{kcl} — заданная нагрузка котельного цеха в вольтах;

k_i — коэффициенты передачи решающих устройств.

Для решения системы уравнений (2) — (5) математическая модель будет иметь вид (рис. 1) и состоит из блока суммирования (БС), для реализации выражения (2), интегратора для реализации выражения (5), функциональных блоков (ФБ) для реализации выражений (3), которые заданы в виде графиков, блоков масштабных коэффициентов (МК) и блока введения погрешности (БК) в функциональные блоки для исследования влияния точности исходной информации на точность решения. Исследование влияния погрешности исходной информации и погрешности решающих устройств на результат полученного решения осуществляется посредством искусственного ввода возможной погрешности в функциональные блоки или в блоки масштабных коэффициентов и последующего сравнения результатов решения, полученного с учетом вво-

да этих погрешностей и без них. Введение погрешности может осуществляться как для всех блоков одновременно, так и для каждого блока в

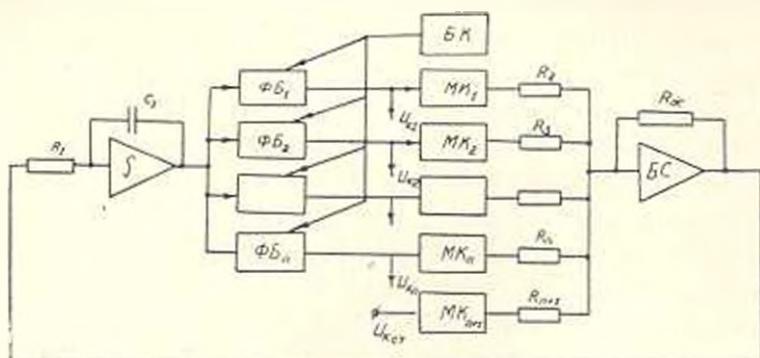


Рис. 1.

отдельности. В связи с тем, что перерасход топлива на станции зависит от точности распределения нагрузок между агрегатами, представляется целесообразным анализировать влияние точности исходной информации и решающей техники не на перерасход топлива на станции, а на отклонение фактических нагрузок от действительно оптимальных, т. к. перерасход топлива на станции определится выражением

$$B_n = B_2 - B_1 = \sum_{i=1}^n \int_{D_{k0i}}^{D_{ki}} b_{ki} dD_{ki} - \sum_{j=1}^m \int_{D_{k0j}}^{D_{kj}} b_{kj} dD_{kj}, \quad (6)$$

где B_2 — перерасход топлива i -ми котлами, у которых нагрузка возросла от действительно оптимальной за счет введения погрешности;

B_1 — экономия топлива i -ми котлами, у которых нагрузка уменьшилась от действительно оптимальной за счет введения погрешности;

D_{k0i} (D_{k0j}) — оптимальные нагрузки i (j) котлов при отсутствии погрешности;

D_{ki} (D_{kj}) — нагрузки i (j) котлов при наличии погрешности.

Значения выходных параметров (нагрузки котлоагрегатов) в общем случае можно представить после решения системы (2) — (5) в виде:

$$U_{ks} = F_s(U_{b1}, U_{b2}, \dots, U_{bn}, U_{kct}, k_1, k_2, \dots, k_n), \quad (7)$$

где $s = 1, 2, 3, \dots, n$.

В случае, когда вводимая погрешность в функциональные блоки и решающие устройства равна нулю, т. е. когда погрешность исходной информации и решающей техники отсутствует, значения выходных параметров равны

$$U_{ks0} = F_{s0}(U_{b10}, U_{b20}, \dots, U_{bn0}, U_{kct0}, K_{10}, K_{20}, \dots, K_{n0}). \quad (8)$$

Для выявления степени влияния отдельных составляющих ошибок на точность получения конечного результата разложим выражение (7) в ряд Тейлора по степеням приращений параметров U_{b1} , U_{kct} и k_i и

ограничимся членами первого порядка малости. Вычитая из полученного выражения выражение (8), будем иметь

$$\Delta U_{k_1} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial F_{10}}{\partial U_{k_1}} \right) \Delta U_{k_1} + \sum_{j=1}^m \left(\frac{\partial F_{10}}{\partial k_1} \right) \Delta k_1 + \frac{\partial F_{10}}{\partial U_{k_2}} \Delta U_{k_2} \quad (9)$$

что является хорошим приближением, если величины приращений малы и функция является приближенно линейной в точке, для которой определяются производные.

Для расчета погрешностей ΔU_{k_1} наиболее сложным представляется вычисление значений частных производных выражения (9), особенно в тех случаях, если значение F_{10} не задано в аналитической форме, поэтому представляется целесообразным частные производные получать непосредственно на модели (рис. 1) — левая приращения исследуемому параметру и определяя при этом значение выходного параметра (как результат решения на модели).

Так, например, при наличии погрешности в исходной информации, т. е. в ХОПРТ производные получаем как

$$\frac{\partial F_{10}}{\partial U_{k_1}} = \frac{\Delta U_{k_1}}{\Delta U_{k_1}} \quad (10)$$

где ΔU_{k_1} — погрешность вводимой в характеристику ОПРТ;

ΔU_{k_1} — изменение выходного параметра (нагрузки котлоагрегата) в зависимости от ΔU_{k_1} .

Остальные исследуемые параметры поддерживаются постоянными. Аналогичным образом можно получить значения частных производных и для других параметров, имеющих погрешности.

С помощью рассматриваемой модели можно вычислить погрешности выходных напряжений только от известных погрешностей отдельных ее параметров, т. е. выражением (10) можно пользоваться для исследования конкретного устройства, у которого известны значения погрешностей его параметров. В общем случае, для оценки точности серии одинаковых моделей при построении АММ на базе серийных релейных блоков, анализ точности следует проводить посредством вероятностных формул.

Целью расчета обычно является отыскание предельной суммарной ошибки при вычислении выходного параметра. В связи с тем, что суммарная ошибка при большом числе слагаемых является нормально распределенной случайной величиной, то в качестве практически предельной ошибки можно принимать

$$\sigma_{\text{сум}} = \left\{ \sum_{i=1}^n c_{1i}^2 (\partial U_{k_1})^2 + \sum_{j=1}^m c_{2j}^2 (\partial k_1)^2 + c_3^2 (\partial U_{k_2})^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

где

$$c_{1i} = \frac{\partial F_{10}}{\partial U_{k_1}}; \quad c_{2j} = \frac{\partial F_{10}}{\partial k_1}; \quad c_3 = \frac{\partial F_{10}}{\partial U_{k_2}}$$

представляют собой коэффициенты влияния погрешностей на погрешности выходных напряжений.

Расчеты с помощью формулы (11) для моделей, описываемых системами нелинейных уравнений, представляется удобным проводить также с помощью самих аналоговых моделей [2]. В этом случае аналоговая модель должна иметь вид, представленный на рис. 2. В этой модели в отличие от рис. 1 добавлены переключающие элементы $\Pi_1 \rightarrow \Pi_n$, блоки памяти Π_2 и Π_3 , усилитель сравнения, позволяющий получить разницу в решении с погрешностью и без нее и квадратор, на выходе кото-

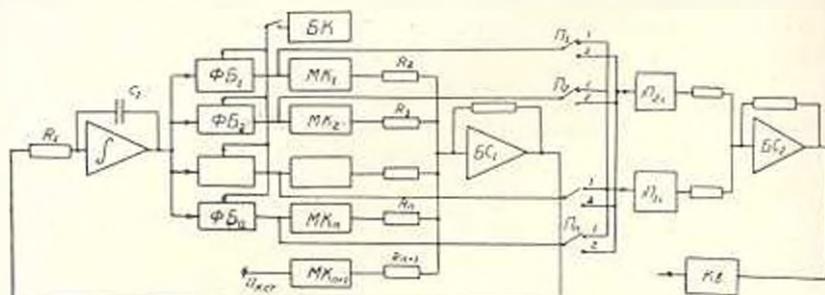


Рис. 2.

рого получаются значения подкоренного выражения (11). Для этого вместо погрешностей ΔU_{0i} , Δk_i и $\Delta U_{кст}$ следует подавать поочередно на соответствующие входы напряжения, пропорциональные $\delta|\Delta U_{0i}|$, $\delta|k_i|$ и $\delta|\Delta U_{кст}|$, тогда на выходе усилителя сравнения BC_2 получим напряжение, пропорциональное выражениям $c_{11}\delta|\Delta U_{0i}|$, $c_{21}\delta|k_i|$ и $c_{31}\delta|\Delta U_{кст}|$. Подавая поочередно эти напряжения на вход квадратора получим слагаемые подкоренного выражения (11).

Ниже приведены результаты исследования точности оптимального распределения нагрузок котельного цеха ТЭЦ с использованием описанных выше моделей. В табл. 1 приведены возможные погрешности в выходных параметрах U_{vi} при погрешности в ОПРТ котлоагрегатов, равными 10, 20 и 30%. Значение заданной суммарной стационарной нагрузки поддерживалось постоянным, равным $U_{кст} = 60\%$.

При получении данных таблиц 1 принималось, что погрешности $\Delta k_i = 0$ и $\Delta U_{кст} = 0$ и тогда выражение (10) приводится к виду

$$\Delta U_{vi} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial F_{vi}}{\partial U_{0i}} \right) \cdot \Delta U_{0i}.$$

Из табл. 1 видно, что при одновременном изменении значений ОПРТ у всех котлов с одним знаком, значения выходных параметров меняются незначительно и, очевидно, определяются погрешностью самой модели, а также зависят от точности введения погрешности в характеристики ОПРТ.

Наибольшее отклонение значений выходных параметров имеет место при погрешностях в ОПРТ котлов с разными знаками изменения погрешности. Исследование влияния точности АММ на точность решения с учетом точности исходной информации выполнено для случаев, когда точ-

Погрешность исходной информации

	U_{k1}	ΔU_{k1}
	V	%
$\Delta U'_{bk1} = 0$	11,5	0
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = +10\%_0$	11,4	-0,87
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = +20\%_0$	11,5	0
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = -10\%_0$	11,6	+0,89
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = -20\%_0$	11,7	-1,73
$\Delta U'_{bk1} = +10\%_0$. Остальные равны 0	13,0	+13
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = +10\%_0$. Остальные равны 0	12,6	-9,7
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = +10\%_0$. Остальные 0	12,0	+4,3
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = +10\%_0$		
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = -10\%_0$	13,0	-13,0
$\Delta U'_{bk1} = \Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk3} = +10\%_0$		
$\Delta U'_{bk2} = \Delta U'_{bk1} = 10\%_0$	13,2	+14,8

Таблица 1

 $U_{\text{н ст}} = 60 \text{ В}$

$U_{\text{к2}}$	$\Delta U_{\text{к2}}$	$U_{\text{к3}}$	$\Delta U_{\text{к3}}$	$U_{\text{к1}}$	$\Delta U_{\text{к1}}$	$U_{\text{к5}}$	$\Delta U_{\text{к5}}$
V	%	V	%	V	%	V	%
10,8	0	11	0	11,2	0	15,0	0
10,7	-0,92	11,1	-0,91	11,1	-0,89	15,2	+1,32
10,7	-0,92	11,2	-1,8	11,1	-0,89	15,1	-0,67
10,8	0	10,9	-0,91	11,2	0	14,9	-0,66
10,9	-0,93	11,0	0	11,0	-0,89	15,1	+0,66
10,5	+2,8	11,0	0	10,8	-3,5	15,0	0
11,9	+10,2	10,7	-2,7	10,5	-6,3	14,8	-1,3
11,9	+10,2	11,5	+4,5	10,3	-8	14,5	-3,3
12,1	+12,0	12,2	+10,9	9,8	-12,5	13,9	-7,3
9,5	-12,0	12,4	+12,7	9,9	-11,6	16,5	+10,0

Таблица 2

Исходная погрешность	$\delta_1 \Delta U_{\delta 1} $			$\delta_2 \Delta U_{\delta 2} $			$\delta_3 \Delta U_{\delta 3} $			$\delta_4 \Delta U_{\delta 4} $			$\delta_5 \Delta U_{\delta 5} $		
	10 ⁰ %	20 ⁰ %	30 ⁰ %	10 ⁰ %	20 ⁰ %	30 ⁰ %	10 ⁰ %	20 ⁰ %	30 ⁰ %	10 ⁰ %	20 ⁰ %	30 ⁰ %	10 ⁰ %	20 ⁰ %	30 ⁰ %
	$U_{\delta 1}$			$U_{\delta 2}$			$U_{\delta 3}$			$U_{\delta 4}$			$U_{\delta 5}$		
$\delta_1 \Delta U_{\delta 1} $ %	10,7	18,4	26,9	9,3	11,6	19,4	2,29	5,4	11,5	10,8	5,4	21,4	4,0	4,55	4,85
$\delta_2 \Delta U_{\delta 2} $ %	16,75	18,46	26,9	9,35	11,68	19,49	2,14	8,46	11,53	10,89	15,45	21,43	4,15	4,66	4,95
$\delta_3 \Delta U_{\delta 3} $ %	10,9	18,55	27,0	9,45	11,8	19,6	2,78	8,56	11,6	11	15,51	21,5	4,26	4,7	5,05
$\delta_4 \Delta U_{\delta 4} $ %	11,3	18,65	21,1	9,75	11,9	19,7	3,8	8,9	11,9	11,48	15,7	21,6	5,0	4,79	5,36
$\Delta \delta_1$ %	0,05	0,06	0,03	0,05	0,08	0,09	0,1	0,05	0,03	0,09	0,05	0,03	0,15	0,11	0,10
$\Delta \delta_2$ %	0,2	0,15	0,1	0,15	0,2	0,2	0,45	0,16	0,1	0,4	0,3	0,1	0,26	0,15	0,20
$\Delta \delta_3$ %	0,55	0,25	0,2	0,45	0,3	0,3	0,51	0,5	0,4	0,68	0,3	0,2	1,0	0,24	0,51

ность АММ находится в пределах 1, 2, 3%. Результаты выполненных расчетов при $U_{кст} = 70v$ приведены в табл. 2.

В первой строке табл. 2 приведены предельные погрешности выходных напряжений $U_{дл}$, вычисленные посредством формулы (11), в которой $\delta \Delta k_i = 0$ и $\delta |\Delta U_{кст}| = 0$.

В этом случае она приобретает вид:

$$\delta_{пр} = \left\{ \sum_{i=1}^n c_{1i}^2 (\delta |\Delta U_{дл}|)^2 \right\}^{\frac{1}{2}}.$$

Во 2, 3 и 4 строках табл. 2 приведены предельные погрешности выходных напряжений, вычисленных по формуле (11), когда только $\delta |\Delta U_{кст}| = 0$. В этом случае выражение (11) приобретает вид

$$\delta_{пр} = \left\{ \sum_{i=1}^n c_{1i}^2 (\delta |\Delta U_{дл}|)^2 + \sum_{j=1}^m c_{2j}^2 (\delta |\Delta k_j|)^2 \right\}^{\frac{1}{2}}.$$

В 5, 6 и 7 строках приведены разности, полученные по формуле:

$$\Delta \delta_i = \delta_{пр} - \delta_{пр}^0.$$

Эта разность характеризует долю погрешности в процентах вносимой АММ. Исходя из полученных результатов исследования, видно, что влияние АММ на точность решения при учете точности исходной информации составляет сравнительно небольшой процент. Учитывая полученные результаты и целый ряд преимуществ АММ (простота, удобство эксплуатации и время получения решения), использование их при построении специализированных вычислительных машин для оптимизации режима ТЭС, следует считать весьма целесообразным наряду с ЦВМ.

В заключение автор выражает благодарность Е. Д. Сафарову за ценные замечания, учтенные при редактировании статьи.

Арм НИИ энергетики

Получено 6. IX. 1968.

Վ. Ե. ՅՈՒՆԻՆ

ՋԷԿ-Ի ԲԻՆԵՎԱՄՔԻ ՈՊՏԻՄԱԼ ԲԱՇԽՄԱՆ ԱՆԱՂՈՎԱՅԻՆ ՍԱՐՔԻ ՃՇՏՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՐՈՄԱՆՈՒՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա. Վ Փ Ո Փ Ո Վ

Քննարկվում են բարդ սխեմաների անալոգային մոդելների ճշտության նարգերը և ՋԷԿ-ի կախսայական ջեխի անալոգային մոթեմատիկական մոդելի (ԱՄՄ) օրինակի վրա ջույլ է տրված աղբեղատների միջև բեռնվածքի բաշխման ճշտության վրա ԱՄՄ-ի աղբեղության տատիճանը սկզբնական ինՓորմացիայի տրման տարբեր ճշտությանների դեպրում:

Ինչպես մասնավոր օրինակի, այնպես էլ բնդհանուր դեպքի համար բերված է ճշտության անալիզի բրդ-սխեման՝ օպտաղորմելով համանականության տեսության բանաճեղր:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Горюштин В. М. Наиболее точное распределение нагрузок между параллельно работающими электростанциями. М.—Л., 1948.
2. Митчелсон П. А. К вопросу о расчете точности аналоговых математических моделей. Известия АН АрмССР, (серия ТН), т. XXI, № 1, 1968.

Д. О. АВЕТИСЯН

ЭКВИЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПОВЕРХНОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ И МАГНИТНЫХ СТАТИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ

Геометрическое место точек, обладающих одинаковой плотностью энергии, а следовательно, и одинаковой величиной напряженности поля условимся называть эквиэнергетической поверхностью. Получение аналитических выражений для эквиэнергетических поверхностей связано с большими трудностями, обусловленными в первую очередь тем обстоятельством, что энергия поля, являющегося суммой нескольких полей, вообще говоря, не равна сумме энергий слагаемых полей [1]. В поле двух точечных зарядов свойством аддитивности обладают лишь точки, принадлежащие шару аддитивности, диаметром которого служит промежуток линии, соединяющей точки нахождения зарядов. Во всех остальных точках плотность энергии суммарного поля одноименных зарядов больше или меньше суммы энергий полей в зависимости от того находится ли точка наблюдения вне или внутри шара аддитивности. В поле трех точечных зарядов поверхность шара аддитивности вырождается в две точки, лежащие по обе стороны плоскости зарядов. В случае четырех и более точечных зарядов наличие точек аддитивности принципиально исключается.

Построим эквиэнергетические поверхности для относительно простого, плоскопараллельного поля, созданного в пустоте двумя бесконечно длинными заряженными цилиндрическими проводниками, заряд которых на единицу длины обозначим τ . Общеизвестно, что вне проводников такое поле можно заменить полем двух линейных зарядов, лежащих тем ближе к осям цилиндрических проводников, чем больше отношение межосевого расстояния к диаметру проводников.

Уравнение следов эквиэнергетических поверхностей на плоскости, перпендикулярной к осям проводников, определяется из условия [2]

$$W = 0,5 \varepsilon_0 \cdot E_p^2 = 0,5 \varepsilon_0 (E_1^2 + E_2^2 + 2 E_1 E_2) = \text{const.} \quad (1)$$

Отсюда, для разноименных зарядов

$$r_1 r_2 = AR = kR^2, \quad (2)$$

для одноименных зарядов

$$r_1 r_2 = A^2 - k^2 R^2, \quad (3)$$

где r_1 и r_2 — расстояния от точки наблюдения до линейных зарядов;

ρ — расстояние точки наблюдения от начала координат (рис. 1, 2);

$2R$ — расстояние между заряженными линиями;

K и τ — безразмерные коэффициенты пропорциональности.

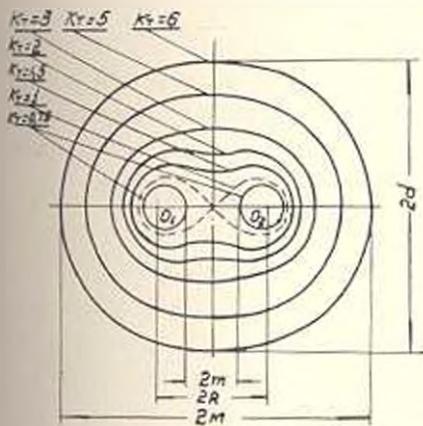


Рис. 1.

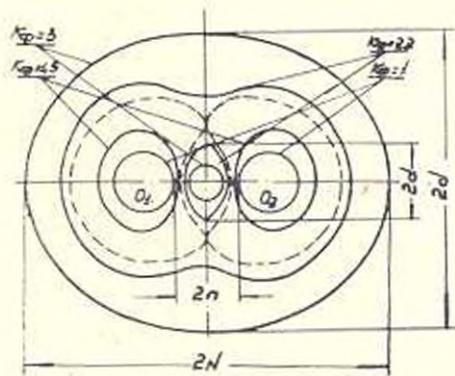


Рис. 2.

Очевидно, что семейства кривых (2) и (3) будут симметричными относительно осей координат. Эквипотенциальные поверхности не могут иметь точки пересечения. Для получения кривой (2) при заданном значении K_T проводим семейство эллиптических окружностей с различными ρ_1 с центром в точке O_1 , а также окружность радиусом $\rho_2 = \frac{K_T \cdot R^2}{\rho_1}$ с центром в точке O_2 , после чего определяем точки пересечения, принадлежащие кривой (2). На рис. 1 приведено семейство кривых для различных значений

$$K_T = \frac{\tau}{R \cdot \epsilon_0} \cdot \frac{1}{(E_p)_T}$$

Для определения точек пересечения этих кривых с осью ординат пользуемся условиями:

$$\rho_1 \rho_2 = \rho_1^2 = \rho_2^2;$$

$$\rho_1^2 = R^2 + d^2.$$

Отсюда найдем $d_T = R \sqrt{K_T - 1}$. При $K_T < 1$ кривые (2) не имеют точки пересечения с осью ординат и каждому K_T соответствует уже не одна замкнутая кривая как и случаях $K_T > 1$, а две. При этом, однако, увеличивается количество точек пересечений кривой (2) с осью абсцисс. Действительно, чтобы определить точки пересечения кривой (2) с осью абсцисс, пользуемся следующими условиями.

Для определения M

$$\rho_2 = 2R + \rho_1; \quad \rho_2 = \frac{K_T R^2}{\rho_1}$$

Отсюда $\rho_1 = -R + R\sqrt{1+K_T}$; $m = R + \rho_1 = R\sqrt{1+K_T}$.

Для определения m :

$$\rho_2 = 2R - \rho_1; \quad \rho_2 = \frac{K_T \cdot R^2}{\rho_1}$$

Отсюда $\rho_1 = \sqrt{K_T} R = R\sqrt{1-K_T}$; $m = R - \rho_1 = R\sqrt{1-K_T}$.

т. е. точки, отвечающие m , могут существовать только при $K_T \leq 1$. В соответствии с этим, при разноименных зарядах каждому значению $0 \leq K_T \leq 1$ соответствует двухсвязанная, а при $1 < K_T < \infty$ односвязанная эквиэнергетические поверхности. Заметим, что величина

$$L_T \cdot W_T = \frac{z^2}{2R^2 \epsilon^2 \epsilon_0} \cdot \frac{L_T}{K_T^2}$$

где L_T — длина кривой, соответствующей K_T , достигает максимума при условии $K_T = 1$. Проверка этого условия была осуществлена приближенно только графически. Строгое доказательство возможно осуществить лишь при наличии аналитической зависимости $L_T = f(K_T)$ в явном виде.

Для построения кривой (3) при заданном значении K_Φ , с центром в начале координат проводим семейство окружностей с радиусами $\rho_1 = R \frac{K_T}{K_\Phi}$, соответствующих различным значениям K_T . Точки пересечения окружности радиуса ρ_1 с кривой (2) с коэффициентом пропорциональности $K = K_T$ будут принадлежать эквиэнергетическим поверхностям при одноименных зарядах. Для определения точек пересечения кривых (3) с осью ординат при заданном K_Φ пользуемся уравнением:

$$d = \rho - R\sqrt{K_T - 1} = R \frac{K_T}{K_\Phi}. \quad (4)$$

Откуда получим

$$d_\Phi = R \cdot K_\Phi \left[\frac{1}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{1}{2}\right)^2 - \left(\frac{1}{K_\Phi}\right)^2} \right]$$

Следует учесть, что при одноименных зарядах каждому значению $0 < K_\Phi \leq 2$ соответствует пара одинаковых, симметрично по отношению вертикальной оси расположенных кривых, длина которых растет с ростом K_Φ . При переходе через значение $K_\Phi = 2$ эти кривые претерпевают качественные изменения, в результате чего образуются новые пары несимметричных и не похожих друг на друга кривых. Длина одной из кривых растет, а другой уменьшается с дальнейшим ростом K_Φ в пределах

$$2 < K_\Phi < \infty.$$

При значениях $K_\Phi < 2$ кривые (3) не имеют общих точек с осью ординат. Для определения точек пересечения кривых (3) с осью абсцисс при заданном значении K_Φ пользуемся уравнением:

$$\frac{K_T}{K_\Phi} = \sqrt{1 - K_\Phi^2}$$

где знаку плюс на рис. 2 соответствует интервал A , а минусу — n .

Поэтому учитывая, что $r = R \frac{K_T}{K_\Phi}$, получим:

$$N = R \cdot K_\Phi \left[\frac{1}{2} + \sqrt{\left(\frac{1}{2}\right)^2 + \left(\frac{1}{K_\Phi}\right)^2} \right];$$

$$n = R \cdot K_\Phi \left[-\frac{1}{2} + \sqrt{\left(\frac{1}{2}\right)^2 + \left(\frac{1}{K_\Phi}\right)^2} \right].$$

Эти уравнения сохраняют силу на всем интервале значений

$$0 < K_\Phi < \infty.$$

Полученные результаты можно отнести также к случаю магнитных полей, созданных в вакууме двумя параллельными линиями тока бесконечной длины. Действительно, заменив во всех выражениях ϵ_0 на μ_0 , а E_p на B_p , кривые, представленные на рисунках 1 и 2, можно отождествить с эквипотенциальными поверхностями в магнитном поле, причем, случаю одинаковой направленности токов аналогичен случай одноименных заряженных тел.

Резюмируя изложенное, отметим, что рассмотренный в статье графический способ построения следов эквипотенциальных поверхностей плоскостных параллельных электрических и магнитных статических полей позволяет относительно легко определить участки, где значения напряженности поля достигают максимума. Отмечается идентичность эквипотенциальных поверхностей электрического поля бесконечных заряженных проводников и магнитного поля параллельных линий тока бесконечной длины. Такая аналогия позволяет моделировать магнитное поле электрическим и наоборот [3].

Поступило 30.XII.1967.

Գ. Ն. ԱՆՏԻՍՅԱՆ

ԷԼԵԿՏՐՈՒԿԱՆ ԵՎ ՄԱԳՆԻՏՈՒԿԱՆ ՍՏԱՏԻԿ ԴՆՏԻՎՆԵՐԻ ԷԿՎԻՍՊՈՏԵՆԿԱԼ ՄԱՍԻՆԵՐԿՈՒՅԹՆԵՐԸ

Ա. Վ Վ Ո Վ Ո Վ

Հետազոտված են լիցքավորված երկու երկար հաղորդալարերով ստեղծված հարթ-դաշտ նեո էլեկտրոստատիկ դաշտի էվկլիդեսյանական մակերևույթները: Արտածված է հարթության վրա էվկլիդեսյանական մակերևույթների հետքերի հավասարումը և գրանց կառուցումով ուսումնասիրված են այդ մակերևույթների հասկոնությունները հողորդալարերի համանուն ու տարանուն

լիցքավորման դեպքում: Նշվում է, որ ստացված լուծումը կարելի է ստրանձերկու դուրանհու հասանրատար հաղորդիչներով ստեղծվող մաղնիսական դաշտի վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Тамм И. Е. Основы теории электричества. М., 1956.
2. Говорков В. А. Электрические и магнитные поля. М., 1960.
3. Тетельbaum И. М. Электрическое моделирование. М., 1959.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Х. А. НАВОЯН

ГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ГАЛЕРЕИ ГОРНОГО
 ВОДОПРИЕМНИКА ПРИ НАЛИЧИИ НАЧАЛЬНОГО РАСХОДА

В [1] и [2] автором было предложено гидравлический расчет горного водоприемника производить по теории гидравлики переменного расхода. Общее уравнение установившегося движения жидкости с переменным расходом вдоль потока, предложенное проф. В. М. Маккавеевым [3], имеет вид:

$$\frac{dy}{dx} = \frac{v_x(v_x - v_{1x})}{gQ_x} \cdot \frac{d(Q_x)}{dx} - \frac{v_x}{g} \cdot \frac{dv_x}{dx} + \frac{dh_t}{dx} \quad (1)$$

где y — полная потеря напора от начального до рассматриваемого сечения с абсциссой x (рис. 1); в частности, для открытых (безнапорных) потоков — ордината свободной поверхности;

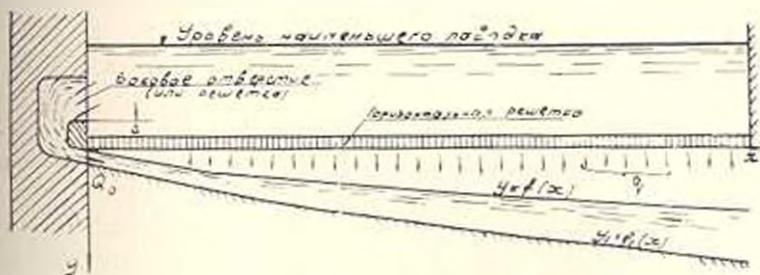


Рис. 1.

- v_x — средняя скорость сечения основного потока в галерее;
- v_{1x} — проекция скорости присоединяющегося потока на направление основного потока (в рассматриваемом случае $v_{1x} = 0$);
- Q_x — расход в сечении с абсциссой x ;
- g — ускорение силы тяжести;
- $\frac{dh_t}{dx}$ — член, учитывающий обычные потери напора на трение о стенки и дно водотока.

Переменная скорость в галерее, особенно небольшие скорости в начальной части галерей, отрицательно влияют на работу галерей, в смысле занесения наносами этой части галерей. Поэтому естественно стремиться к тому, чтобы скорость по всей длине галерей была бы одина-

кова, что к тому же уменьшает общие потери напора.

Добиться одинаковой скорости потока по всей длине галереи можно подачей расхода Q_0 в начальном сечении галереи с помощью С-образного водовода. Порог входного отверстия этого водовода должен быть расположен выше поверхности горизонтальной решетки на величину Δ , равную наибольшему диаметру донных наносов, выносимых по решетке в нижний бьеф реки. Можно, конечно, предложить и другие решения, но во всех случаях отметка верха отверстия должна быть ниже отметки уровня наименьшего паводка во избежание поступления плавающих на поверхности потока тел в водоприемную галерею. Если считать, что прутья решетки имеют одинаковые размеры и расположены на одинаковом расстоянии, то расход воды в любом сечении с абсциссой x определится по формуле

$$Q_x = Q_0 + qx, \quad (2)$$

где q —удельный расход воды.

С учетом (2) и принимая скорость потока по всей длине галереи одинаковой ($v_x = \text{const} = v$) на основании (1), получим

$$\frac{dy}{dx} = \frac{v^2 q}{g(Q_0 + qx)} + \frac{dh_f}{dx}. \quad (3)$$

Первый член правой части уравнения (3) выражает изменение потерь напора, обусловленное переменностью расхода по длине галереи. Условно обозначим эти потери через h_v . Тогда общие потери в сечении с абсциссой x будут $y = h_v + h_f$ и

$$\frac{dy}{dx} = \frac{dh_v}{dx} + \frac{dh_f}{dx}, \quad (4)$$

где h_f — потери на обычное трение о дно и стенки водотока. Составляя (3) и (4), получим

$$\frac{dh_v}{dx} = \frac{v^2 q}{g(Q_0 + qx)}. \quad (5)$$

В [2] было показано, что потери, обусловленные переменностью расхода, значительно превосходят потери на обычное трение о дно и стенки водотока, и поэтому потерями на обычное трение при предварительных расчетах можно пренебречь. Однако при окончательных расчетах эти потери надо учесть, так как при небольших удельных расходах q поступающих в галерею, эти потери могут играть существенную роль.

Из формулы $v = C \sqrt{Ri}$, определяя коэффициент Шези C по формуле Маннинга, и имея в виду (2), можно найти

$$\frac{dh}{dx} = v^2 n^2 \left[bv(Q_0 + qx)^{-1} + \frac{2}{b} \right]^{\frac{1}{3}}, \quad (6)$$

где обозначения общеприняты.

Подставляя значения (5) и (6) в (4) и интегрируя, получим

$$\begin{aligned} \tau = & \frac{v^2}{g} \ln(Q_0 + qx) - \frac{v^2 n^2}{q} \left\{ \sqrt[3]{\frac{2}{b} + \frac{bv}{Q_0 + qx}} \left[3bv - \frac{2}{b}(Q_0 + qx) \right] + \right. \\ & + 2 \sqrt[3]{\frac{2}{b}} \ln \left(\sqrt[3]{\frac{2(Q_0 + qx)}{b^2 v} + 1} - \sqrt[3]{\frac{2(Q_0 + qx)}{b^2 v}} \right) + \\ & \left. + 2,31 \sqrt[3]{\frac{2}{b}} \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt[3]{3}} \left(2 \sqrt[3]{1 + \frac{b^2 v}{2(Q_0 + qx)}} + 1 \right) \right\} + D. \quad (7) \end{aligned}$$

Постоянную интегрирования D находим из начальных условий при $x = 0, y = 0$.

Уравнение дна галереи будет

$$y_1 = y + \frac{Q_0 + qx}{bv}. \quad (8)$$

Выше было отмечено, что в предварительных расчетах обычным трением о дно и стенки водотока можно пренебречь, тогда расчетные уравнения (7) и (8) примут вид

$$y = \frac{v^2}{g} \ln \frac{Q_0 + qx}{Q_0}, \quad (9)$$

$$y_1 = \frac{v^2}{g} \ln \frac{Q_0 + qx}{Q_0} + \frac{Q_0 + qx}{bv}. \quad (10)$$

где b — ширина русла.

Полная глубина галереи в конце ее ($x = l$) на основании (10) будет

$$H = \frac{v^2}{g} \ln \frac{Q_0 + ql}{Q_0} + \frac{Q_0 + ql}{bv}. \quad (11)$$

Из (11) следует, что при заданных размерах галереи и при заданном расходе воды, глубина галереи в конце ее является функцией только скорости потока. Из структуры формулы (11) вытекает, что при некотором значении v глубина галереи приобретает минимальное значение. Дифференцируя (11) по v , получим

$$\frac{dH}{dv} = \left(\frac{1}{g} \ln \frac{Q_0 + ql}{Q_0} \right) 2v - \frac{Q_0 + ql}{bv^2} = 0.$$

Откуда минимальное значение глубины галереи H получается при скорости потока

$$v = \sqrt[3]{\frac{g(Q_0 + ql)}{2b \ln \left(\frac{Q_0 + ql}{Q_0} \right)}}. \quad (12)$$

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Навоян Х. А.* Пропускная способность донной решетки горного водозабора. Известия АН Армянской ССР (серия ФМЕТ), т. V, № 4, 1952.
2. *Навоян Х. А.* Расчет галерей горного водозабора с донной решеткой. Известия АН Армянской ССР (серия ФМЕТ), т. V, № 5, 1952.
3. *Маккавеев В. М.* Теория гидродинамических процессов с большим гашением энергии. Труды Второго Всесоюзного гидрологического съезда в Ленинграде 20—27 апреля 1928 г., Л., 1930.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРЕДЕЛЬНОЙ ПЛАСТИЧНОСТИ СКАНДИЯ

Л. Д. СОКОЛОВ, А. Н. ГЛАДКИХ, В. А. СКУДНОВ

1. Технически чистый скандий Sc (99,99%, весовой чистоты), полученный по паспорту из окиси ОС-99, был в виде слитков толщиной 10 мм, весом 118,8 граммов. Температура плавления металла в разных источниках указывается различной: от 1204 до 1539°C. Слитки подвергали разрезке фрезами толщиной 0,25—0,5 мм. Для исключения окисления скандия, обточенные после разрезки кусочки диаметром 8 мм помещали в обоймы—заготовки из стали 40 диаметром 27 мм, высотой 37 мм. Нагрев производился в индукторе до температуры 1200°C. После этого осуществляли прессование скандия вместе с обоймами на кривошипном прессе усилием 600 т. Образцы получали путем обточки пропрессованных стержней, имеющих диаметр 9 мм и длину 200 мм; длина сердечника составляла при этом около 150 мм. После обточки образцы имели размеры; для растяжения: диаметр—2 мм, длина—10 мм, общая длина с головками—20 мм, для осадки: диаметр—3 мм, высота—4,5 мм.

Поскольку при прессовании скандия в обоймах происходило схватывание их с металлом обоймы, то головки образцов для разрыва изготавливались непосредственно из стали, что облегчало их захват по сравнению с проволочными образцами. Измерение размеров образцов после испытаний на разрыв производили с помощью инструментального микроскопа, а после осадки—микрометром с точностью $\pm 0,01$ мм. Во всех испытаниях с нагревом поддерживалась нейтральная атмосфера путем подачи аргона. Опыты проводили при температурах: -92; 89; 270; 452; 633; 814; 995 С, при скоростях деформации: $2 \cdot 10^{-2}$ сек⁻¹ на разрыв и $4,7 \cdot 10^{-3}$; $2 \cdot 10^{-3}$; $2 \cdot 10^{-1}$ на осадку.

По результатам опытов на рис. 1 приведены температурные зависимости показателей предельной пластичности—относительного удлинения δ , относительного сужения ψ , предела прочности σ_b скандия при одной скорости деформации, а также относительного обжатия ε при трех скоростях деформации. Из рис. 1 следует, что с увеличением температуры пластичность Sc возрастает как при сжатии, так и при растяжении, особенно при температуре $> 0,45T_{пл}$. Абсолютные значения пластичности при осадке ε в несколько раз больше, чем при растяжении δ , ψ .

* По справочнику „Металловедение и термическая обработка“, (М., 1961), $T_{пл} = 1400^\circ C$.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Навоян Х. А.* Пропускная способность донной решетки горного водозабора. Известия АН Армянской ССР (серия ФМЕТ), т. V, № 4, 1952.
2. *Навоян Х. А.* Расчет галерей горного водозабора с донной решеткой. Известия АН Армянской ССР (серия ФМЕТ), т. V, № 5, 1952.
3. *Маккавеев В. М.* Теория гидродинамических процессов с большим гашенным энергией. Труды Второго Всесоюзного гидрологического съезда в Ленинграде 20—27 апреля 1928 г., Л., 1930.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРЕДЕЛЬНОЙ ПЛАСТИЧНОСТИ СКАНДИЯ

Л. Д. СОКОЛОВ, А. Н. ГЛАДКИХ, В. А. СКУДНОВ

1. Технически чистый скандий Sc (99,99%, весовой чистоты), полученный по паспорту из окиси ОС-99, был в виде слитков толщиной 10 мм, весом 118,8 граммов. Температура плавления металла в разных источниках указывается различной: от 1204 до 1539°C. Слитки подвергали разрезке фрезами толщиной 0,25—0,5 мм. Для исключения окисления скандия, обточенные после разрезки кусочки диаметром 8 мм помещали в обоймы—заготовки из стали 40 диаметром 27 мм, высотой 37 мм. Нагрев производился в индукторе до температуры 1200°C. После этого осуществляли прессование скандия вместе с обоймами на кривошипном прессе усилием 600 т. Образцы получали путем обточки пропрессованных стержней, имеющих диаметр 9 мм и длину 200 мм; длина сердечника составляла при этом около 150 мм. После обточки образцы имели размеры; для растяжения: диаметр—2 мм, длина—10 мм, общая длина с головками—20 мм, для осадки: диаметр—3 мм, высота—4,5 мм.

Поскольку при прессовании скандия в обоймах происходило схватывание их с металлом обоймы, то головки образцов для разрыва изготавливались непосредственно из стали, что облегчало их захват по сравнению с проволочными образцами. Измерение размеров образцов после испытаний на разрыв производили с помощью инструментального микроскопа, а после осадки—микрометром с точностью $\pm 0,01$ мм. Во всех испытаниях с нагревом поддерживалась нейтральная атмосфера путем подачи аргона. Опыты проводили при температурах: -92; 89; 270; 452; 633; 814; 995 С, при скоростях деформации: $2 \cdot 10^{-2}$ сек⁻¹ на разрыв и $4,7 \cdot 10^{-3}$; $2 \cdot 10^{-3}$; $2 \cdot 10^{-1}$ на осадку.

По результатам опытов на рис. 1 приведены температурные зависимости показателей предельной пластичности—относительного удлинения δ , относительного сужения ψ , предела прочности σ_b скандия при одной скорости деформации, а также относительного обжатия ε при трех скоростях деформации. Из рис. 1 следует, что с увеличением температуры пластичность Sc возрастает как при сжатии, так и при растяжении, особенно при температуре $> 0,45T_{пл}$. Абсолютные значения пластичности при осадке ε в несколько раз больше, чем при растяжении δ , ψ .

* По справочнику „Металловедение и термическая обработка“, (М., 1961), $T_{пл} = 1400^\circ C$.

Особенно низкая пластичность наблюдается в интервале $(0,4 - 0,45) T_{пн}$. Этот минимум можно связать с эквивалентной прочностью, когда внутрикристаллическое разрушение сменяется межкристаллическими; возникающая выше $0,5 T_{пн}$ рекристаллизация приводит к заметному снижению прочности и повышению пластичности. Графики $\epsilon(T)$ также немонотонны: аномалия, наблюдающаяся в интервале температур $(0,3 - 0,4) T_{пн}$, видимо, обусловлена деформационным старением.

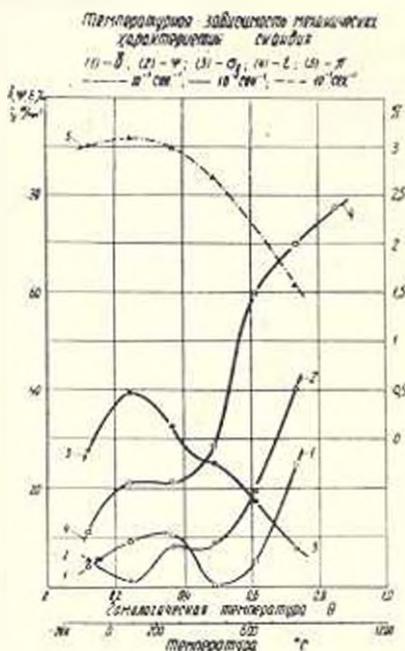


Рис. 1. Температурная зависимость механических характеристик скандия;

1 — δ , 2 — ψ ; 3 — σ_s , 4 — ϵ ; 5 — π ;

— $2,3 \cdot 10^{-2} \text{сек}^{-1}$; - - - - - $2,3 \cdot 10^{-1} \text{сек}^{-1}$.

По показателям δ и ψ температурная аномалия выражена значительно слабее и сливается в общий «провал» при более высокой температуре $(0,35 - 0,5) T_{пн}$, указанный выше. В области температур $(0,45 - 0,8) T_{пн}$ значения ϵ располагаются тем выше, чем ниже скорость деформации, причем скоростная зависимость ϵ в общем усиливается с увеличением температуры примерно до $0,7 T_{пн}$. Падение ϵ_b с понижением температуры от $0,25$ до $0,1 T_{пн}$ связано с вязко-хрупким поведением; это подтверждается соответствующим падением показателей δ и ψ .

2. Скандий относится к редкоземельным монокристаллическим металлам с решеткой ГП (отношение осей $c/a = 1,59$), хотя для него указывается другая возможная модификация (ГЦК) при 23°C . [1]. Некоторыми авторами [2] скандий относится к группе переходных металлов, хотя вместе с другими РЗМ по типу электронных оболочек он входит, видимо, в особую группу лантаноидов. Возникает неопределенность с энергией дефекта упаковки $S_r(\gamma)$.

Н. И. Носкова и соавторы [3] приводят данные Спрейдборо [1], согласно которым $\gamma_{Sc} = 12 \text{ эрг/см}^2$, что выпадает из общей корреляции γ и температурного коэффициента удельной электронной теплоемкости β ; в соответствии с этой корреляцией $\gamma_{Sc} = 100 \text{ эрг/см}^2$. Видимо, последнее значение более справедливо, так как $\gamma_{Sc} = 12 \text{ эрг/см}^2$ получено в [1] при температуре полиморфного превращения. Соответствующее значение $\beta_{Sc} = 10,3 \frac{\text{м. джоуль}}{\text{моль. град.}^2}$, отвечающее $\gamma = 100 \text{ эрг/см}^2$, дается также в [4].

Известно [5], что металлы с высокой энергией γ ($Zn \sim 300 \text{ эрг/см}^2$; $Al \sim 200 \text{ эрг/см}^2$) обнаруживают сильную температурно-временную зависимость механических свойств. Это увязывается с большой скоростью релаксационных процессов подобных структур, обусловленных незначительным расщеплением дислокаций. Наоборот, у металлов с низкой энергией γ (звустенитные стали, Ag, Au; $\gamma \cong 20-30 \text{ эрг/см}^2$) эти функции выражены слабо. Среднему (между указанными) значению $\gamma_{Sc} \cong 100 \text{ эрг/см}^2$ действительно, (рис. 1) соответствует некоторая средняя чувствительность Sc к изменению температуры (от $\sim 0,1 T_{01}$ до $\sim 0,8 T_{01}$) и скорости деформации (почти на два порядка).

Практическим выводом отсюда является возможность пластической обработки скандия при температуре $> 0,5 T_{01}$ с применением мягких схем нагружения (сжатие, прессование, штамповка и т. д.) при разных скоростях деформации.

Горьковский политехнический институт

Получено 28.XI.1967.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Spreyborough J.* Philos. Mag. 1958, 3, 34, 1167.
2. *Морисон К., Смит.* Основы физики металлов. Металлургиядат, 1962
3. *Носкова Н. И., Немцов С. А., Павлов В. А.* Сб. "Свойства и применение жаропрочных сплавов", Изд. "Наука", 1966.
4. *Lönnstam O. V.* Phys. Rev. 1961, 133, № 1A, 219.
5. *Мак Эли Д.* Механические свойства металлов. Изд. "Металлургия", 1965.

Л. А. АКОЯН, Г. М. БАРТЕНЕВ

О ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ СИЛЫ ПРИЛИПАНИЯ КАЧУКОПОДОБНЫХ ПОЛИМЕРОВ К ТВЕРДЫМ ПОВЕРХНОСТЯМ

1. Известные способы определения силы прилипания при отрыве не совершенны, основной недостаток их связан с удалением перед испытанием нормальной нагрузки, при которой сформировался контакт. После удаления нагрузки с течением времени, вследствие процесса высокоэластического восстановления, происходит частичное разрушение площади фактического контакта, что особенно сильно проявляется при слабом молекулярном прилипании двух поверхностей. В итоге разброс результатов определений силы прилипания очень велик. Возникающие при

Н. И. Носкова и соавторы [3] приводят данные Спрейдборо [1], согласно которым $\gamma_{Sc} = 12 \text{ эрг/см}^2$, что выпадает из общей корреляции γ и температурного коэффициента удельной электронной теплоемкости β ; в соответствии с этой корреляцией $\gamma_{Sc} = 100 \text{ эрг/см}^2$. Видимо, последнее значение более справедливо, так как $\gamma_{Sc} = 12 \text{ эрг/см}^2$ получено в [1] при температуре полиморфного превращения. Соответствующее значение $\beta_{Sc} = 10,3 \frac{\text{м. джоуль}}{\text{моль. град.}^2}$, отвечающее $\gamma = 100 \text{ эрг/см}^2$, дается также в [4].

Известно [5], что металлы с высокой энергией γ ($Zn \sim 300 \text{ эрг/см}^2$; $Al \sim 200 \text{ эрг/см}^2$) обнаруживают сильную температурно-временную зависимость механических свойств. Это увязывается с большой скоростью релаксационных процессов подобных структур, обусловленных незначительным расщеплением дислокаций. Наоборот, у металлов с низкой энергией γ (звустенитные стали, Ag, Au; $\gamma \cong 20-30 \text{ эрг/см}^2$) эти функции выражены слабо. Среднему (между указанными) значению $\gamma_{Sc} \cong 100 \text{ эрг/см}^2$ действительно, (рис. 1) соответствует некоторая средняя чувствительность Sc к изменению температуры (от $\sim 0,1 T_{01}$ до $\sim 0,8 T_{01}$) и скорости деформации (почти на два порядка).

Практическим выводом отсюда является возможность пластической обработки скандия при температуре $> 0,5 T_{01}$ с применением мягких схем нагружения (сжатие, прессование, штамповка и т. д.) при разных скоростях деформации.

Горьковский политехнический институт

Получено 28.XI.1967.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Spreyborough J.* Philos. Mag. 1958, 3, 34, 1167.
2. *Морисон К., Смит.* Основы физики металлов. Металлургиядат, 1962
3. *Носкови Н. И., Немцов С. А., Павлов В. А.* Сб. "Свойства и применение жаропрочных сплавов", Изд. "Наука", 1966.
4. *Lönnstam O. V.* Phys. Rev. 1961, 133, № 1A, 219.
5. *Мак Эли Д.* Механические свойства металлов. Изд. "Металлургия", 1965.

Л. А. АКОЯН, Г. М. БАРТЕНЕВ

О ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ СИЛЫ ПРИЛИПАНИЯ КАЧУКОПОДОБНЫХ ПОЛИМЕРОВ К ТВЕРДЫМ ПОВЕРХНОСТЯМ

1. Известные способы определения силы прилипания при отрыве не совершенны, основной недостаток их связан с удалением перед испытанием нормальной нагрузки, при которой сформировался контакт. После удаления нагрузки с течением времени, вследствие процесса высокоэластического восстановления, происходит частичное разрушение площади фактического контакта, что особенно сильно проявляется при слабом молекулярном прилипании двух поверхностей. В итоге разброс результатов определений силы прилипания очень велик. Возникающие при

таких обычных способах определения побочные явления не позволяют часто установить однозначную связь между силой прилипания и нормальным давлением, температурой формирования контакта и т. д. На определенность этих способов было указано также Цисманом [2].

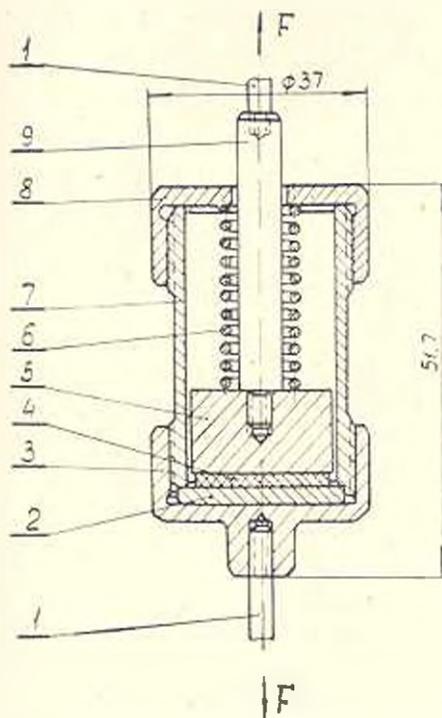


Рис. 1. Приспособление (имитатор клапана) для определения силы прилипания при отрыве полимеров от твердых поверхностей: 1—тяги, 2—шайба из материала твердой подложки, 3—нижняя крышка, 4—исследуемый полимер, 5—грибок, 6—пружина, 7—корпус имитатора, 8—верхняя крышка, 9—стержень центрующий.

2. Авторами разработан способ и приспособление (рис. 1), которые характерны тем, что здесь нормальное давление контакта удаляется непосредственно в процессе определения силы прилипания. Причем время определения, а также время, в течение которого отсутствует нормальное давление контакта, являются постоянными в эксперименте величинами и исчисляются секундами. Таким образом, удается исследовать влияние различных факторов на силу прилипания полимеров к твердым поверхностям. Результаты определений по этой методике имеют хорошую воспроизводительность и отклонение от средней величины не превышает $\pm 10\%$.

Определение силы прилипания на отрыв производили на приспособлении—имитаторе клапана тонкой настройки. Имитатор (рис. 1) состоит из грибка 5 с привулканизированным (либо приклеенным) полимером 4. Грибок помещен в корпус 7, в нижней части которого закреплена крышкой 3 сменная шайба 2 из материала, прилипающее к которому налегает исследовать. Давление контакта обеспечивает пружина 6, одетая на

центрирующий стержень 9 и поджатая верхней крышкой 8, которая завинчена до упора с корпусом 7. Стержень 9 и крышка 3 имеют резьбовые отверстия для сменных тяг 1 тензометрического узла, ввинчиваемых в имитатор перед испытанием. Сила прилипания определялась с помощью тонкой разрывной машины «РММ-3» конструкции Проблемной лаборатории физики полимеров МГПИ им. Ленина.

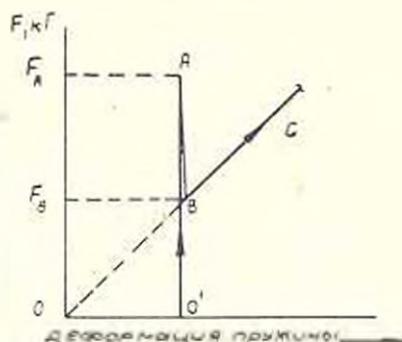


Рис. 2. Схема для определения силы прилипания при отрыве контактирующих поверхностей.

Потенциометр прибора фиксирует изменение нагрузки (рис. 2), которая непрерывно растет до тех пор, пока преодолеваются последовательно нормальное давление контакта и сила прилипания полимера к твердой поверхности (участок OA). После этого нагрузка падает на величину, пропорциональную силе прилипания (участок AB) и вновь растет после дальнейшего сжатия пружины (участок BC); определение закончено и прибор включается на реверс. Зная жесткость и величину предварительного сжатия пружины, нетрудно рассчитать нормальное усилие контакта F_B , а общее усилие (участок OA) определяется по диаграмме. Величина силы прилипания F равна разности общего усилия F_A и силы пружины F_B , формирующей контакт.

3. На рис. 3 приведена зависимость удельной силы прилипания резины СКМС-10 к стали IX18H9T (шероховатость $\Delta 7$) от температуры формирования контакта в диапазоне $20-120^\circ\text{C}$ под нормальным давлением контакта $1.7 \cdot 10^5$ н/м² в течение 24 часов. Испытания проведены при тех же температурах, при которых был сформирован контакт. На рис. 3 видно, что с увеличением температуры удельная сила прилипания линейно возрастает. Это объясняется как увеличением площади фактического контакта, так и возникающими физико-химическими взаимодействиями между резиной и стальной поверхностью, т. е. увеличение температуры контакта ускоряет окисление резины стальной поверхностью и образование межповерхностных связей между ними. Если же в качестве твердой поверхности применялся химически инертный материал — политетрафторэтилен (тефлон), то величина силы прилипания была меньше чувствительности прибора и прилипания практически отсутствовало. Этот результат объясняется тем, что резина не смачивает по-

поверхность тефлона, т. е. величина свободной поверхностной энергии тефлона равна 18 эрг/см^2 , в то время как у резины СКМС-10 она по нашим данным равна 22 эрг/см^2 . Поэтому между резиной и поверхностью тефлона молекулярный контакт затруднен. Можно предположить, что явление прилипания имеет молекулярную природу и в случае окислительного воздействия на полимер контактируемой твердой поверхности, прилипания интенсифицируется. Этот вывод коррелирует с результатами работы, выполненной в Проблемной лаборатории физики полимеров МГПИ им. В. И. Ленина, где прямыми опытами показано акти-

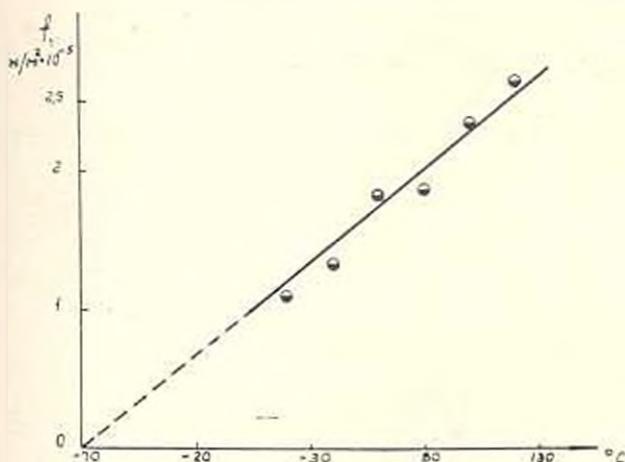


Рис. 3 Температурная зависимость удельной силы прилипания при температуре формирования контакта резины СКМС-10 к стали 1X18H9T под нормальным давлением контакта $1,7 \cdot 10^5 \text{ н/м}^2$ в течение 24 час при скорости движения тигля 20 мм/мин

вирующее действие стальной поверхности на увеличение трения с повышением температуры: в результате окисления резины и увеличения энергии активации процесса трения.

Экстраполяция температурной зависимости удельной силы прилипания в область низких температур показывает, что с приближением к температуре стеклования резины (-70°C) удельная сила прилипания уменьшается до нуля. Это объясняется резким уменьшением площади фактического контакта вследствие увеличения жесткости резины, а также замедлением окислительных процессов на поверхности резины.

Ленинградский филиал НИИ
резинной промышленности

Поступило 3 I. 1969.

М. А. СТЕПАНОВА

ТЕПЛООБМЕН ПРИ ЗАМОРАЖИВАНИИ МОРСКОЙ ВОДЫ

В работе рассмотрены вопросы теплообмена при вымораживании морской воды с целью ее опреснения. При аналитическом исследовании данного процесса был использован интегральный метод. Процесс замо-

поверхность тефлона, т. е. величина свободной поверхностной энергии тефлона равна 18 эрг/см^2 , в то время как у резины СКМС-10 она по нашим данным равна 22 эрг/см^2 . Поэтому между резиной и поверхностью тефлона молекулярный контакт затруднен. Можно предположить, что явление прилипания имеет молекулярную природу и в случае окислительного воздействия на полимер контактируемой твердой поверхности, прилипание интенсифицируется. Этот вывод коррелирует с результатами работы, выполненной в Проблемной лаборатории физики полимеров МГПИ им. В. И. Ленина, где прямыми опытами показано акти-

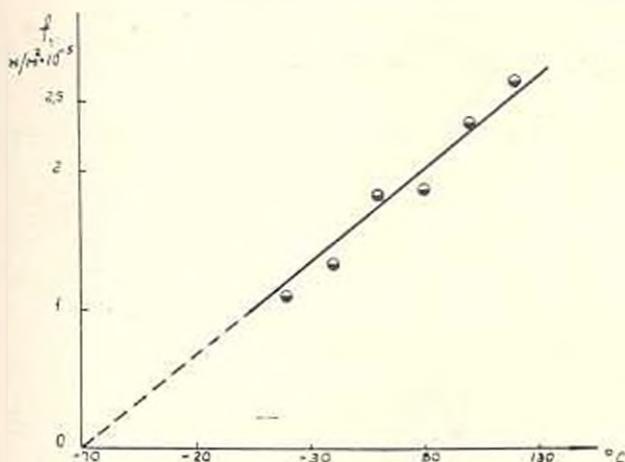


Рис. 3 Температурная зависимость удельной силы прилипания при температуре формирования контакта резины СКМС-10 к стали 1X18H9T под нормальным давлением контакта $1,7 \cdot 10^5 \text{ н/м}^2$ в течение 24 час при скорости движения тигля 20 мм/мин

вирующее действие стальной поверхности на увеличение трения с повышением температуры: в результате окисления резины и увеличения энергии активации процесса трения.

Экстраполяция температурной зависимости удельной силы прилипания в область низких температур показывает, что с приближением к температуре стеклования резины (-70°C) удельная сила прилипания уменьшается до нуля. Это объясняется резким уменьшением площади фактического контакта вследствие увеличения жесткости резины, а также замедлением окислительных процессов на поверхности резины.

Ленинградский филиал НИИ
резинной промышленности

Поступило 3 I. 1969.

М. А. СТЕПАНОВА

ТЕПЛООБМЕН ПРИ ЗАМОРАЖИВАНИИ МОРСКОЙ ВОДЫ

В работе рассмотрены вопросы теплообмена при вымораживании морской воды с целью ее опреснения. При аналитическом исследовании данного процесса был использован интегральный метод. Процесс замо-

раживания проводился на поверхности шара диаметром 100 мм в условиях отвода тепла через образующуюся твердую фазу при естественной конвекции. Рассматриваемый процесс состоит из периода достижения криоскопической температуры на поверхности и периода замораживания, при котором происходит изменение агрегатного состояния. Здесь рассматривается только второй период, т. е. первый изучен хорошо.

Процесс образования твердой фазы описывается уравнением теплопроводности, которое в сферических координатах имеет следующий вид:

$$\frac{\partial(rT)}{\partial\tau} = a \frac{\partial^2(rT)}{\partial r^2}, \quad (1)$$

где a — температуропроводность льда, r — радиус, T — температура, τ — время.

Обозначим r через $R_1 + X$,

где R_1 — радиус шара, X — текущая координата. $0 \leq X \leq \delta$, δ — толщина затвердевшего слоя.

Тогда уравнение (1) можно записать в виде:

$$\frac{\partial[(R_1 + X)T]}{\partial\tau} = a \frac{\partial^2[(R_1 + X)T]}{\partial X^2}. \quad (2)$$

Начальные и граничные условия запишутся в виде:

1. $\delta = 0$ при $\tau = 0$,
2. $\frac{\partial T}{\partial X} = \frac{q_{\text{за}}}{\lambda_{\text{л}}}$ при $X = 0$,

где $q_{\text{за}}$ — удельный тепловой поток от хладоагента, $\lambda_{\text{л}}$ — теплопроводность льда.

3. $T = T_{\text{зат}}$ при $X = \delta(\tau)$,

где $T_{\text{зат}}$ — температура затвердевания раствора

$$\frac{\partial T}{\partial X} = \frac{\rho}{\lambda_{\text{л}}} \frac{d\delta}{d\tau} + \frac{q_{\text{л}}}{\lambda_{\text{л}}} \quad \text{при } X = \delta(\tau),$$

где ρ — плотность льда, ρ — теплота затвердевания, $q_{\text{л}}$ — удельный тепловой поток со стороны раствора к поверхности шара, $\frac{d\delta}{d\tau}$ — скорость затвердевания.

Умножив обе части соотношения (2) на

$$dV = 4\pi (R_1 + X)^2 dX$$

и проинтегрировав в пределах $x = 0$ до $x = \delta$, получим

$$\int_0^{\delta} (R_1 + X)^2 \frac{\partial[(R_1 + X)T]}{\partial\tau} dX = a \int_0^{\delta} (R_1 + X)^2 \frac{\partial^2[(R_1 + X)T]}{\partial X^2} dX. \quad (3)$$

Ввиду того, что стационарное решение пропорционально $1/r$ предлагаемый нами профиль температур имеет вид:

$$T = \frac{b}{R_1 + X} + K.$$

Коэффициенты B и K находятся из граничных условий 2 и 3, поэтому

$$T = T_{запл.} + \frac{q_{хл.} R_1^2 (X - \delta)}{\lambda_{л.} (R_1 + \delta)(R_1 + X)}. \quad (4)$$

Подставляя в левую часть (3) уравнение (4) и учитывая, что δ является функцией τ , после интегрирования получим

$$\int (R_1 + X)^2 \frac{d[(R_1 + X)T]}{d\tau} dX = - \frac{q_{хл.} R_1^2}{(R_1 + \delta)^2 \lambda_{л.}} \frac{d\delta}{d\tau} \left[\frac{(R_1 + \delta)^4 - R_1^4}{4} \right]. \quad (5)$$

Правая часть уравнения (3) после интегрирования примет вид:

$$a \left[(R_1 + \delta)^3 \frac{d\delta}{d\tau} + (R_1 + \delta)^2 \frac{d^2\delta}{d\tau^2} - \frac{R_1^2 q_{хл.}}{\lambda_{л.}} \frac{\delta}{(R_1 + \delta)} - \frac{R_1^3 q_{хл.}}{\lambda_{л.}} \right]. \quad (6)$$

Таким образом, получаем обыкновенное дифференциальное уравнение:

$$[a(R_1 + \delta)^3 \frac{d\delta}{d\tau} + R_1^2 q_{хл.} \delta] d\delta = [aR_1^4 q_{хл.} (R_1 + \delta)^2 + aR_1^3 q_{хл.} (R_1 + \delta) \delta - a(R_1 + \delta)^2 q_{хл.}] d\tau. \quad (7)$$

После интегрирования (7) с учетом условия $\delta(0) = 0$ и оставляя только члены, содержащие δ в первой степени, получим следующее приближенное выражение, позволяющее определить время образования слоя льда заданной толщины

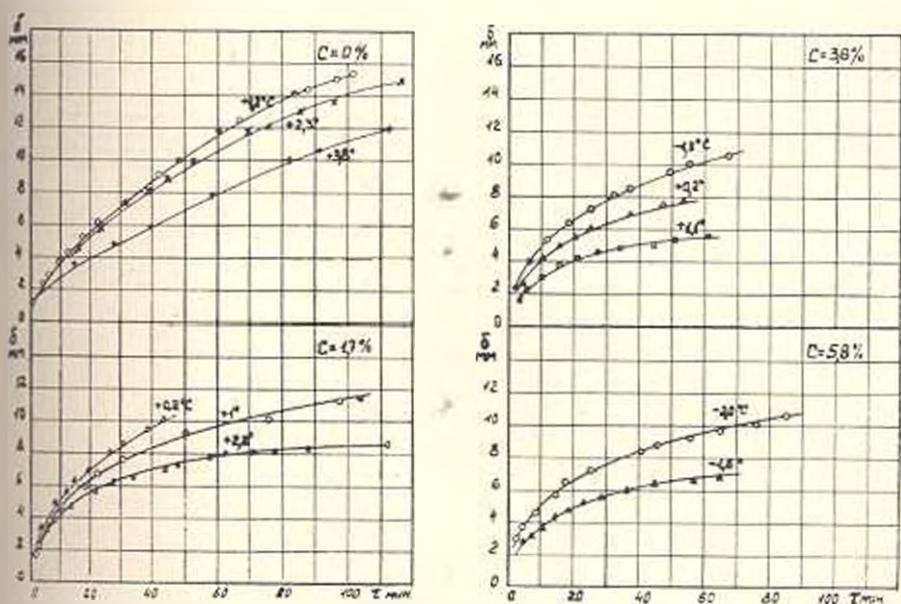


Рис. 1. Зависимость толщины намораживаемого слоя от времени для различных температур при постоянной концентрации раствора.

$$= \frac{(5az_0 + R_1 q_{x1}) \delta}{3a(q_{x1} - 1,66q_x) \delta} \left| \frac{R_1 z_0}{3(q_{x1} - 1,66q_x) \delta} \right.$$

$$\left. \frac{R_1(q_{x1} - q_x)(5az_0 + R_1 q_{x1})}{9a(q_{x1} - 1,66q_x)^2} \ln \left| 1 - \frac{3(q_{x1} - 1,66q_x) \delta}{R_1(q_{x1} - q_x)} \right| \right. \quad (8)$$

При экспериментальном исследовании были проведены серии опытов, отличающихся между собой концентрацией раствора. На рис. 11 приведены результаты опытов, показывающие зависимость толщины намораживаемого слоя от времени.

Из рис. 1 видно, что при постоянной концентрации раствора увеличение температуры раствора приводит к уменьшению толщины затвердевшего слоя и снижению скорости затвердевания.

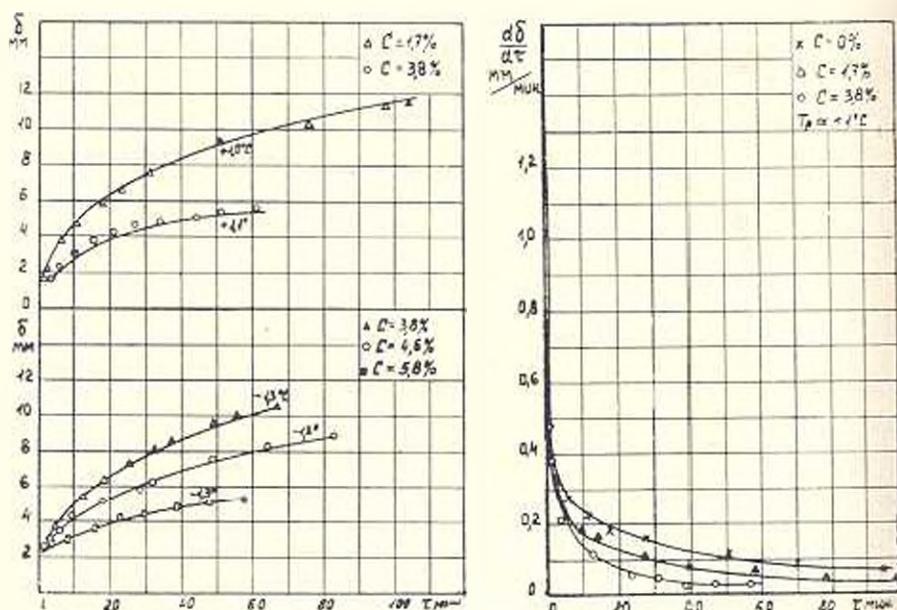


Рис. 2. Зависимость толщины намораживаемого слоя от времени для различных концентраций при постоянной температуре раствора.

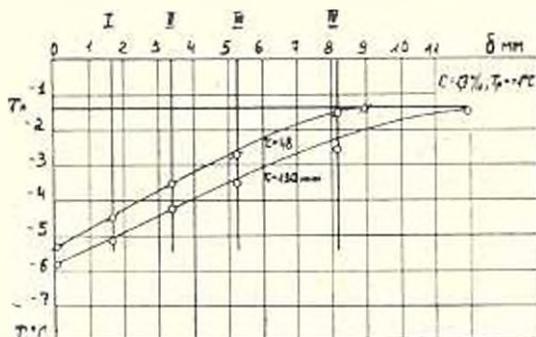


Рис. 3. Распределение температур по толщине пограничного слоя с течением времени.

Из опытов также установлено (рис. 2), что при постоянной температуре раствора увеличение концентрации приводит к уменьшению толщины затвердевшего слоя и снижению скорости замораживания.

На рис. 3 дано распределение температур в пограничном слое с течением времени.

В результате кипения в шаре фреона на его поверхности имеет место уменьшение температуры раствора, вызывающее увеличение плотности поверхностных слоев. Одновременно наблюдается понижение температуры криоскопии на $0,4 \div 0,55$ градуса, что является результатом увеличения солёности, а следовательно, и плотности, которое произошло в процессе льдообразования.

Ввиду того, что в пограничном слое плотность выше, чем в основной массе раствора, возникает свободная конвекция.

Коэффициенты теплоотдачи определены для растворов с разными температурами и концентрациями. Величины коэффициентов теплоотдачи от раствора к образующейся твердой фазе находили по формуле:

$$\alpha = \frac{Q - \rho_0 \frac{dV}{dt}}{F(T_p - T_n)}$$

где Q — тепловой поток, F — поверхность замораживания, $\frac{dV}{dt}$ — скорость затвердевания, T_p — температура раствора, T_n — температура поверхности льда.

Анализ экспериментальных данных позволил установить, что в начале процесса, когда толщина льда мала и скорость его образования велика, коэффициент теплоотдачи от жидкости к твердой фазе имеет значительно большую величину по сравнению с случаем теплоотдачи без изменения агрегатного состояния, что находится в полном соответствии с физической картиной процесса теплоотдачи, изучавшегося А. Г. Ткачевым на чистой воде.

О возможности унификации расчета сжатых металлических стержней и связи с пересмотром норм проектирования стальных и алюминиевых конструкций Пинаджян В. В., Багдасарян С. А. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», т. XXII, № 5, 1969, 3—8.

Отмечается, что в действующих нормативных положениях имеется не соответствие в методах расчета стальных и алюминиевых сжатых стержней. Предлагается компактный и экспериментально проверенный унифицированный способ расчета, основанный на методе Бажжи—Пинаджяна, в котором влияние формы сечения и упрочнения металла в пластической стадии учитывается коэффициентами η и γ .

Таблицы 2. Иллюстраций 3. Библиографий 14.

Экспериментальное изучение распределения напряжений в сжатом бетоне балок из легкого железобетона Карпетян В. А. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», т. XXII, № 5, 1969, 9—16.

Исследуется закон распределения напряжений в сжатой зоне бетонов игибаемых армированных элементов из легкого бетона на литондифементе с одиночным армированием и зоне чистого изгиба. Отмечается, что результаты прямого измерения напряжений сжатого бетона балок при изгибе с помощью упругих вкладышей, по методу предложенному О. Я. Бергом, оказываются близкими к результатам, полученным косвенным методом — путем сопоставления деформаций сжатой зоны бетона железобетонных балок и диаграммы $\sigma - \epsilon$ бетонных призм при сжатии. Форма эпюры напряжений сжатого бетона, полученная прямым и косвенным путем для балок из высокопрочного легкого бетона (марок 300 и выше) на литондифементе, удовлетворительно описывается квадратной параболой; для балок из легких бетонов средней прочности (марки 150) эпюра также имеет криволинейное очертание, но с большим развитием пластических деформаций и в этом случае максимальная ордината эпюры напряжений расположена на расстоянии $\gamma x = (0,42 - 0,48) x$ от сжатой грани сечения (x — высота сжатой зоны бетона).

По экспериментальным данным средние значения R_p, R_{sp} отношения получаются равными 1,04 и 1,11 соответственно для балок из легких бетонов средней и высокой прочности.

Таблицы 3. Библиография 1. Иллюстраций 4.

Приближенный способ определения прочности панелей при перекосе Гуляев В. К., Миняев Р. С. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», т. XXII, № 5, 1969, 18—23.

Предлагается приближенный способ определения прочности прямоугольных сплошных панелей при воздействии диагональной нагрузки. Следуют Г. Герцу, получены расчетные формулы для определения напряжений в любой точке панели. Экспериментальные данные по сопротивлению панелей из туфовых камней правильной формы сопоставлены с расчетными. Предлагаются приближенные расчетные формулы для определения тре-

цностойкости панелей при действии диагональной нагрузки.

Таблиц 2. Библиографий 4. Иллюстраций 3

УДК 669

О выносливости стали при совместном действии циклического изгиба и статического кручения Гаспарян С. А., Ставкин М. Г. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», г. XXII, № 5, 1969, 24—29.

Рассматриваются результаты испытаний на циклическую прочность гладких и надрезанных образцов из стали 45 и 40Х, имитирующих стационарные и крапные режимы работы валов передаточных механизмов. Построена диаграмма предельных напряжений в координатах $\sigma - \tau - \Delta\sigma$, позволяющая проследить за изменением пределов выносливости во всем интервале циклических перенапряжений. Оценка влияния нестационарности нагружения произведена коэффициентами α, β, γ , учитывающими изменение циклической прочности и долговечности валов в областях длительной и ограниченной выносливости. На основании циклических испытаний определены значения эффективных коэффициентов концентраторов напряжений (ЭККН) для сложных надрезов, наиболее часто встречающихся на рабочих поверхностях деталей машин. Предложена зависимость для определения ЭККН надрезов с учетом изменчивости эффекта наложения. Учет влияния эффекта наложения производится с помощью коэффициента β_2 . Выявлен характер изменения β_2 в зависимости от степени остроты надрезов.

Библиографии 5. Иллюстрации 3.

УДК 681.14+517.53

Метод аппроксимации динамических характеристик экспоненциально-синусоидальными функциями, Мелконян Д. С. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», г. XXII, № 5, 1969, 30—35.

Рассматривается численный метод аппроксимации динамических характеристик рядом, составленным из экспоненциально-синусоидальных функций. Коэффициенты ряда определяются таким образом, что аппроксимируемая и аппроксимирующая функции совпадают в узловых точках. Исследуются свойства ряда и приводятся таблицы, облегчающие вычисление его коэффициентов. Применение метода иллюстрируется на примере.

Таблиц 2. Иллюстраций 2. Библиографий 2.

УДК 681.142.33

Исследование точности аналогового устройства для оптимального распределения нагрузок на ТЭЦ Букин В. Н. «Известия АН Арм. ССР (серия ТН)», г. XXII, № 5, 1969, 36—43.

Рассматриваются вопросы точности сложных систем аналоговых моделей и на примере аналоговой математической модели (АММ) котельного цеха ТЭЦ показывается степень влияния АММ на точность распределения нагрузок между агрегатами при различной точности исходной информации. Приводится блок-схема анализа точности как для частного

примера, так и для общего случая с использованием вероятностных формул.

Таблиц 2. Библиографий 2. Иллюстраций 2.

УДК 621.3.013

Эквиэнергетические поверхности электрических и магнитных статических полей. Аветисян Д. О. «Известия АН Арм ССР (серия ТН)», т XXII № 5, 1969. 44—48.

Рассматриваются эквиэнергетические поверхности плоскопараллельного электростатического поля, созданного двумя длинными заряженными проводниками. Выводится уравнение следов эквиэнергетических поверхностей на плоскости и построением семейства их изучаются свойства этих поверхностей при одноименных и разноименных зарядах на проводках. Отмечается, что полученное решение можно распространить на случай магнитных полей, созданных параллельными длинными линиями тока.

Библиографий 3. Иллюстраций 2



Բ Ո Վ Ա Ն Կ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ ՈՒ Ե Ն

ՇՆՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄՆԵԱՆԻՆՈՒ

Վ. Վ. Փինաւայան, Ս. Ա. Մաղկուտայան. <i>Սեղմված մետաղական ձողերի նաշվարկի ունի- ֆիկացիայի հնարավորութեան շուրջը՝ պողպատե և ալյումինե կոնստրուկցիաների նախագծման ետրմաների վերանայման կապակցութեամբ</i>	3
Վ. Ա. Կարապետյան. <i>Թևթև երկաթբետոնե շէնթաների սեղմված բետոնում լարումների բաշխման լրացրիմենտաչ ուսումնասիրություն</i>	9
Վ. Ժ. Ղուկասյան, Ռ. Ա. Մինասյան. <i>Պանեղներին ահարի (շեղման) ամրութիւնը որոշելու մոտաձոր եղանակ</i>	18

ՄՆԵՆԱՇԻՆՈՒԹՅՈՒՆ

Ա. Ա. Գառապուրյան, Մ. Կ. Ստակյուն, Յիկյայիե Յոման և ստատիկ ոյրման համատեչ ազդեցութեան զեպքում պողպատի դիմացկունութեան վերաբերյալ	24
---	----

ԷՆԻՐԳԵՏԻԿԱ

Կ. Ս. Մելիքունյան. <i>Գինամիկ բնութագրերը էքսպեկտացիայ-սինուստիդային ֆունկցիաներով մոտարկելու մեթոդ</i>	30
Վ. Ն. Սուկիև. <i>Ջէթի բեռնվածքի ուղտիմայ բաշխման անալոզային սարքի ուղտութեան աւսումնասիրությունը</i>	36
Կ. Հ. Ավետիսյան. <i>էլեկտրական և մագնիսական ստատիկ դաշտերի էնէրգետիկ մակե- րնութեանը</i>	44

ԳԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒԹԻՐ

Յ. Ա. Նալոյան. <i>էնոնային ջրերդունիչի ստորաարահի հիդրավիզիկական նաշվարկը սկզբնա- կան էլքի առկայութեան դեպքում</i>	49
Է. Գ. Սուկուով, Ա. Ն. Գլադիկիլո, Վ. Ա. Սկուդնով. <i>Սկանդինավի սահմանային պլաստիկու- թեան ուսումնասիրությունը</i>	52
Լ. Ա. Հակոբյան, Գ. Ս. Բարտեմեյեվ. <i>Կաշտ մակերևութներին կառուցականման պոլիմեր- ների կոչման օժի ջերմաստիճանային կապի շուրջը</i>	54
Մ. Ա. Սուկոպանովա. <i>Ջերմափոխանակությունը ձողաչորի սառնցման ժամանակ</i>	57

СОДЕРЖАНИЕ

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

<i>В. В. Пинаджян, С. А. Багдасарян.</i> О возможности унификации расчета сжатых металлических стержней в связи с пересмотром норм проектирования стальных и алюминиевых конструкций	3
<i>В. А. Карапетян.</i> Экспериментальное изучение распределения напряжений ϵ сжатом бетоне балок из легкого железобетона	9
<i>В. К. Гукасян, Р. С. Минасян.</i> Приближенный способ определения прочности панелей при перекосе	18

МАШИНОСТРОЕНИЕ

<i>С. А. Гаспарян, М. Г. Ставян.</i> О выпоствности стали при совместном вихляческом изгибе и статистическом кручении	24
---	----

ЭНЕРГЕТИКА

<i>Д. С. Мелконян.</i> Метод аппроксимации динамических характеристик экспоненциально-синусоидальными функциями	30
<i>В. Н. Букин.</i> Исследование точности аналогового устройства для оптимального распределения нагрузок на ТЭЦ	36
<i>Д. О. Аветисян.</i> Эквивалентные поверхности электрических и магнитных статических полей	44

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

<i>Х. А. Навоян.</i> Гидравлический расчет галерей горного водоприемника при наличии начального расхода	49
<i>Л. Д. Соколов, А. Н. Гладких, В. А. Скуднов.</i> Исследование предельной пластичности скандия	52
<i>Л. А. Аюбян, Г. М. Бартеян.</i> О температурной зависимости силы прилипания каучукоподобных полимеров к твердым поверхностям	54
<i>М. А. Степанова.</i> Теплообмен при замораживании морской воды	57