

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

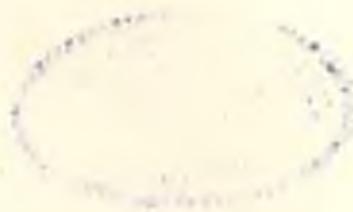
Журнал издается с 1947 г.
Выходит 6 раз в год на русском языке

Կ Լ Բ Ա Չ Բ Ա Վ Ա Ն Կ Ո Ղ Օ Չ Բ Ա

Կասյան Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Աղոնց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Ալեքսեևսկի Վ. Վ., **Անանյան Ա. Կ.**, Ջաղոյան Մ. Ա., Հակոբյան Ռ. Ե.,
Սարգսյան Յու. Լ., Ստակյան Մ. Գ., Տեր-Ազարե Ի. Ա.,
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Գաղափարախոսության բաժնի պար Առևտրային Ջ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ. редактор), Агоны Г. Т. (зам. ответ. редактора),
Александровский В. В., **Ананян А. К.**, Агоны Р. Е., Задоян М. А.,
Пинаджян В. В. (зам. ответ. редактора), Саркисян Ю. Л.,
Стиян М. Г., Тер-Азарьев И. А.
Ответственный секретарь Степанян Э. К.



Р. И. ДЖАВАХЯН, А. И. БОРИСЕНКО

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ КОМПОНОВКИ ЧЕТЫРЕХЗВЕННИКОВ НА КИНЕМАТИЧЕСКИЕ И СИЛОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ФОРМИРУЕМЫХ ШЕСТИЗВЕННИКОВ

При известных углах α_0 и α_2 , ориентирующих стойки OC и CF четырехзвенников в системе $OXYZ$ (рис. 1), кинематические и силовые параметры образованного из них шестизвенника зависят от входного угла φ и угла α компоновки четырехзвенников. Угол α включает в себе две составляющие, по-разному влияющие на свойства шестизвенника. Для определения этих составляющих разъемным звенья BC и CD и, не изменяя угол α , повернем его на угол α_c до совмещения направления его стойки CF со стойкой OC первого четырехзвенника. Полученный

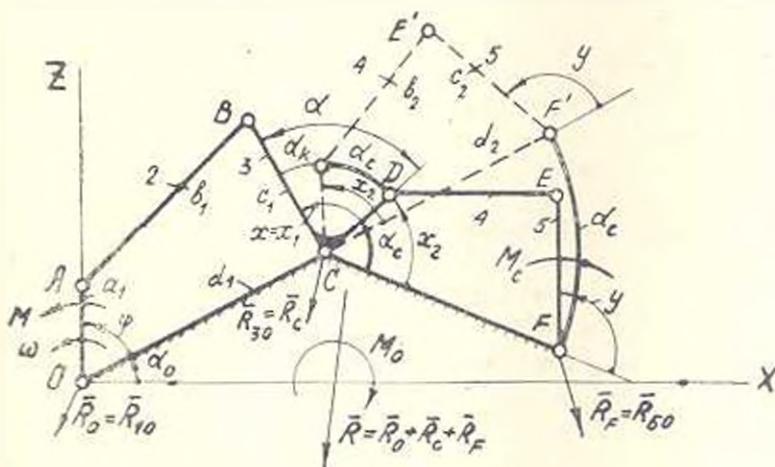


Рис. 1.

шестизвенник с точки зрения кинематики ничем не отличается от исходного. Для изменения закона движения выходного звена $E'F'$ необходимо изменить величину угла α_2 , образуемого выходным звеном первого и входным звеном второго четырехзвенников при совмещенных направлениях стоек последних. Угол α_2 , определяющий в рассматриваемом положении кинематическое состояние второго четырехзвенника, следовательно, и всего механизма в целом, назовем углом «кинематической компоновки» четырехзвенников.

Изменение угла α_c между стойками скомбинированных четырехзвенников, т. е. относительный поворот четырехзвенников при неизменных φ и x_2 , не влияя на кинематику, оказывает существенное влияние на силовые характеристики шестизвенника. Угол α_c , влияющий на силовые параметры шестизвенника, назовем углом «силовой компоновки».

Разбивка общего угла компоновки на кинематический и силовой ($\alpha = \alpha_k + \alpha_c$) определяет два независимых этапа в процессе образования шестизвенника: кинематическую компоновку, формирующую желаемые кинематические свойства механизма, и компоновку силовую, позволяющую без дополнительных средств (уравновешивание, разгрузители и т. д.) за счет внутренних ресурсов получить оптимальные силовые характеристики шестизвенника.

Влияние угла α_k на количество ходов, число экстремумов скорости выходного звена шестизвенника рассмотрено в [1]. В данной работе изучается влияние углов кинематической и силовой компоновки четырехзвенников на экстремальные значения аналога ускорения выходного звена и силовые параметры шестизвенника, а также решаются задачи синтеза шестизвенников по условиям минимизации наибольших ускорений выходного звена и оптимизации воздействия проектируемого шестизвенника на привод и стойку.

Аналоги скорости и ускорения выходного звена шестизвенника и условие экстремума последнего описываются выражениями [1]:

$$\dot{y} = \dot{x}(\varphi) y'(\varphi, \alpha_k); \quad (1)$$

$$y = x(\varphi) y'(\varphi, \alpha_k) + [\dot{x}(\varphi)]^2 y''(\varphi, \alpha_k);$$

$$\ddot{y} = \ddot{x} y' + 3\dot{x} \dot{x} y'' + (\dot{x})^2 y''' = 0, \quad (2)$$

и которых x и y — перемещения промежуточного и выходного звеньев шестизвенника (точками обозначены производные по входному углу φ , а штрихами — по промежуточному параметру x).

Для определения наибольших и наименьших экстремальных аналогов ускорения выходного звена шестизвенника, реализуемых при компоновке двух известных четырехзвенников, необходимо сначала решить систему уравнений

$$\partial y / \partial \alpha_k = \dot{x} \partial y' / \partial \alpha_k + (\dot{x})^2 \partial y'' / \partial \alpha_k = 0 \quad (3)$$

и (2), затем для пар φ и α_k найти по (1) соответствующие им \dot{y} . Ввиду сложности функций (2) и (3), решение этой задачи возможно лишь приближенным методом и применением ЭВМ.

Для шестизвенных механизмов типа 2—1, 1—1 и 1—0 условие $y' = 0$ за один оборот входного звена имеет место, соответственно, два и один раз [1]. Соответствующим выбором угла α_k совместим экстремальное по скорости положение первого четырехзвенника ($\dot{x} = 0$) с крайним положением ($y' = 0$) второго четырехзвенника.

Тогда выходное звено шестизвенника тоже будет находиться в своем крайнем положении со следующими значениями аналогов:

$$y_{\text{кр}} = 0; \quad y_{\text{кр}} = (x_s)^2 y_{\text{кр}}^+; \quad y_{\text{кр}} = (x_s)^2 y_{\text{кр}}^-.$$

Анализ показывает, что для однокривошипных четырехзвенных механизмов значения $y_{\text{кр}}^+$ во внутреннем (y_0^+) и внешнем (y_{00}^+) крайних положениях близки к нулю, и при вышеуказанной компоновке четырехзвенника имеем $y \approx 0$ и

$$y_0 \approx y_{\text{кр}} = y_{\text{кр}}^+ (x_s)^2,$$

а наибольшие и наименьшие значения аналога ускорения выходного звена в области вариации угла $0 \leq x_s \leq 2\pi$ могут быть определены по следующим формулам:

для механизмов типа 2-1-1 —

$$\max_a \max_{\varphi} \ddot{y} \approx \max_a y_{00} = (x_{\text{max}})^2 y_{10}^+, \quad \min_a \min_{\varphi} \ddot{y} \approx \min_a y_0 = (x_{\text{max}})^2 y_0^+; \quad (4)$$

для механизмов типа 1-1-1 —

$$\max_a \max_{\varphi} \ddot{y} \approx \max_a y_{00} = (x_s)^2 y_{00}^+, \quad \min_a \min_{\varphi} \ddot{y} \approx \min_a y_0 = (x_s)^2 y_0^+; \quad (5)$$

для механизмов типа 1-0-1 —

$$\max_a \max_{\varphi} \ddot{y} \approx \max_a y_{00} = (x_s)^2 y_{10}^+, \quad \min_a \min_{\varphi} \ddot{y} \approx \min_a y_{00} = (x_s)^2 y_{00}^+, \quad (6)$$

где x_s — наибольший по модулю аналог скорости промежуточного звена.

Аналоги ускорения выходного звена второго четырехзвенника в крайних положениях кривошипно-ползунного и четырехшарнирного механизмов определяются по формулам:

$$y_{\text{кр}}^+ = \mp (\lambda \mp 1)^2 / e \sqrt{(\lambda \mp 1)^2 - e^2}; \quad (7)$$

$$y_{\text{кр}}^- = \mp \frac{r(l \mp r)}{Rl \sin \gamma_{\text{кр}}}; \quad \cos \gamma_{\text{кр}} = \frac{R^2 + (l \mp r)^2 - 1}{2R(l \mp r)}. \quad (8)$$

где λ и e — относительные размеры шатуна и смещения ползуна; r , l и R — относительные размеры кривошипа, шатуна и коромысла; $\gamma_{\text{кр}}$ — угол передачи в крайнем положении (верхние знаки соответствуют внутреннему y_0 , а нижние — внешнему y_{00} крайним положениям).

По приближенным формулам (4)–(8) можно найти возможные для семейства шестизвенных механизмов наибольшие и наименьшие значения наибольших по модулю аналогов ускорения выходного звена, соответствующие определенным значениям $a_s = x_s|_{\dot{x}=0} - x_s|_{\dot{y}=0}$, при которых совмещаются положения $\ddot{x} = 0$ и $\ddot{y} = 0$ четырехзвен-

ников. Из четырех возможных вариантов берутся те два, которые соответствуют формулам (4), (5) или (6).

Геометрические места наибольших по модулю аналогов ускорения, построенные по точным и приближенным формулам, показаны на рис. 2а, соответственно, жирными и пунктирными линиями.

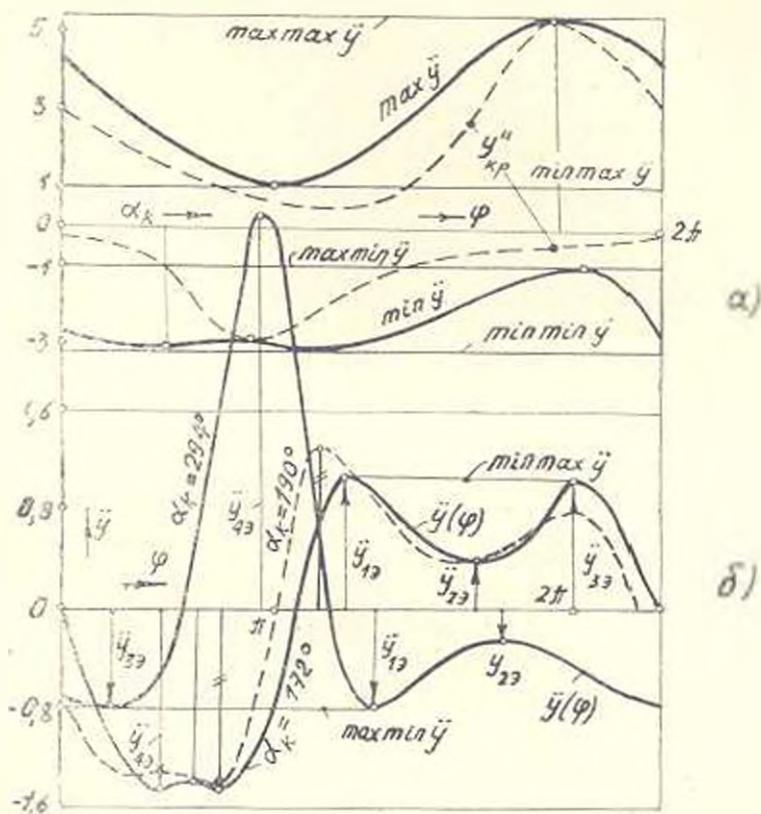


Рис. 2.

Максимальные значения наибольших по модулю аналогов ускорения, как и для экстремальных скоростей [1], соответствуют компонентам, при которых из трех экстремумов одинакового знака два несмежных выравниваются (если y_{13} , y_{23} , y_{33} одного знака), а y_{13} — противоположного (рис. 2б), то

$$\min_{\varphi} \max y = \max_{\varphi} |y_{13} - y_{23}|, \quad \max \min y = \min_{\varphi} |y_{13} - y_{33}| \quad (9)$$

Для образования из заданных четырехзвенников шестизвенного механизма с минимальными или максимальными значениями (9) аналога ускорения выходного звена угол α_k варьируется в интервалах, соответствующих трем экстремумам y_{33} одинакового знака, и после многократного решения уравнения (2) устанавливается значение угла α_k , отвечающее условиям (9).

Значение угла α_k , обеспечивающее минимум абсолютного значения аналога ускорения выходного звена $\min \max |y|$, определится из условия $\max \ddot{y} = -\min \ddot{y}$.

Пример. Найти угол компоновки двухкривошипного механизма наимыгоднейшей передачи ($r = 3, l = R = \sqrt{5}$) с кривошипно-ползунным механизмом ($\lambda = 3, e = 1$), обеспечивающий минимум:

- а) положительных y ;
- б) абсолютного значения y .

1. Решением уравнения (2) с учетом (9) находим две компоновки: $\alpha_k = 172^\circ; y_{1s} = y_{3s} = \min \max y = 1,053; y_{2s} = 0,389; y_{\min} = y_{4s} = -1,453$ и $\alpha_k = 294^\circ; y_{1s} = y_{3s} = \max \min y = -0,833; y_{2s} = 0,244; y_{\max} = y_{4s} = 3,254$ или, изменив направление вращения входного кривошипа — $y_{1s} = y_{3s} = \min \max y = 0,833; y_{2s} = -0,244; y_{\min} = y_{4s} = -3,254$.

Графики $y(\varphi)$ для этих компоновок представлены на рис. 26. Из двух решений первое гарантирует низкий уровень ($y_{\min} = -1,453$) отрицательных ускорений, а второе — нижний предел (0,833) положительного максимального аналога ускорений, возможный при компоновке заданных четырехзвенников.

2. Решением уравнения (2) с учетом выражения $\max y = -\min y$ находим $\alpha_k = 190^\circ, \max \ddot{y} = -\min \ddot{y} = 1,36$. График функции $y(\varphi)$ для этого случая на рис. 26 показан пунктиром.

На рис. 1 показаны главный вектор R и главный момент M_0 сил, нагружающих стойку шестизвенника, а также необходимый приводной момент M .

Статическое уравновешивание механизмов и другие способы оптимизации воздействия механизма на стойку приводят к увеличению входного момента, реакций в шарнирах, а также момента, действующего на стойку механизма [2—4].

В рассматриваемых шестизвенных механизмах (рис. 1) при изменении угла силовой компоновки входной момент изменяется лишь незначительно. Объясняется это тем, что при изменении угла α_c из трех групп сил (тяжести, инерции и сопротивления), нагружающих механизм и определяющих результирующий входной момент, изменяется только ориентация сил тяжести звеньев к скоростям точек их приложения.

Оптимизацию воздействия механизма на стойку путем лучшей силовой компоновки его составляющих четырехзвенников иллюстри-

стрируем на примере шестизвенного механизма (рис. 1) со следующими параметрами: $a_1 = 0,2 \text{ м}$; $b_1 = 1,5 \text{ м}$; $c_1 = 1,3 \text{ м}$; $d_1 = 1 \text{ м}$; $a_2 = 0,2 \text{ м}$; $b_2 = 1,6 \text{ м}$; $c_2 = 1,4 \text{ м}$; $d_2 = 1 \text{ м}$; $\omega = 10 \text{ с}^{-1}$; $q = 100 \text{ даН/м}$; $M_c = 10^3 \text{ даН} \cdot \text{м}$; $\alpha_4 = \alpha_6 = 0$ (рычаги — однородные стержни).

В качестве целевой функции выбираем функцию

$$P(\alpha_c) = \sum_{i=1}^6 k_i P_i = k_1 M_{\max} + k_2 R_{\max} + k_3 M_0^{\max} + k_4 R_0^{\max} + k_5 R_c^{\max} + k_6 R_f^{\max} \quad (10)$$

с весовыми коэффициентами $k_i = 0$ или $k_i = 1$ ($i = 1 \dots 6$). Указанная задача оптимизационного синтеза сводится к задаче

$$P(\alpha_c^*) = \min_{\alpha_c \in [0, 2\pi]} P(\alpha_c).$$

Для определения значений силовых параметров, входящих в (10), использована методика, приведенная в [5]. Программа составлена на алгоритмическом языке ФОРТРАН-4, расчеты проведены на ЭВМ ЕС-1022. На основании анализа численных результатов, приведенных в таблице, можно сделать следующие выводы.

Таблица

№	Параметр	M	M ₀	R	R ₀	R _c	R _f	R _A	R _B	R _E	R _D	α _c	Примечание
	Значение	даН·м		даН								рад	
1	max	114	2377	1295	1065	885	1426	1066	838	1328	1267	0	До оптимизации
2	max max	126	2576	1350	1117	2442	1462	1117	888	1462	1611	—	Наихудшие компоновки
3	min max	101	1685	1029	999	820	1025	1000	775	1037	1000	—	Наилучшие компоновки
4	max	117	1771	1029	1031	1864	1026	1033	806	1107	1242	3,5	k ₂ = 1
5	max	126	1750	1129	999	881	1112	1000	775	1049	1005	4,7	k ₄ = k ₅ = k ₆ = 1
6	max	195	7040	1560	1710	870	—	1520	950	—	—	—	До уравнивания
7	max	296	4320	0	2000	2020	—	2200	1620	—	—	—	После уравнивания

1. Механизм с оптимальной кинематической компоновкой до силовой оптимизации ($\alpha_c = 0$ в таблице) может быть близким к наилучшим компоновкам (строка 2). Так, при $\alpha_c = 0$ имеем $M_0^{\max} = 2377 \text{ даН} \cdot \text{м}$, тогда как при наилучшей силовой компоновке: max max $M_0 = 2576 \text{ даН} \cdot \text{м}$.

2. Раздельная минимизация R , M_0 и M позволяет уменьшить их наибольшие значения, соответственно, в 1,25, 1,41 и 1,13 раза по сравнению с исходным шестизвенником ($\alpha_c = 0$).

3. С точки зрения воздействия на стойку лучшие результаты дает одновременная минимизация реакций в неподвижных шарнирах, по-

скольку в этом случае уменьшаются как реакции в неподвижных шарнирах, так и суммарная сила R . Минимизация только R дает незначительный выигрыш в суммарной силе R , но реакция в шарнире C возрастает в 2,14 раза.

4. Указанная методика слововой оптимизации механизма выгодно отличается от статического уравнивания тем, что минимизация реакций не сопровождается заметным увеличением входного момента. Для сравнения в таблице приведены данные (строки 6 и 7), заимствованные из [3], которые свидетельствуют об увеличении реакций и входного момента после статического уравнивания.

Բ. Պ. ԶԱՎԱԵՅԱՆ, Ա. Ի. ԲՈՐԻՍԵՆԿՈ

ԲԱՌՈՂԱԿ ՄԵԿԱՆՈՂՄԱՆԻ ԶԱՐՄԱՐԱԳԱՄՄԱՆ ԶԱՅՏԱՆԻՇՆԵՐԻ
ԱՉԴԵՑՈՒԹՅԱՆ ՌԻՍՈՒՄԵԱՍԻՐՈՒՄԸ ՆՐԱՆՅԻՑ ԿԱԶՄՎԱՆ ՎԵՑՈՂԱԿ
ՄԵԿԱՆԻԶՄՆԵՐԻ ԿԻՆԵՄԱՏԻԿ ԵՎ ՌԺԱՅԻՆ ԲԵՌԻԹԱԳՐԵՐԻ ՎՐԱ

Ո Վ Փ Ո Վ Ո Ւ Մ

Հողվածում ուսումնասիրվում է հարթ քառոցակ մեխանիզմների ուժային և կինեմատիկ հարմարագասման հայտանիշների ազդեցությունը նրանցից կազմված վեցոցակ մեխանիզմների ուժային բնութագրերի և էլքի օղակի արագացման անալոգի ծայրահեղ արժեքների վրա: Դիտարկվում է նաև հարթ վեցոցակ մեխանիզմների կինեմատիկ և դինամիկ սինթեզի խնդիրները ըստ էլքի օղակի արագացման մինիմիզացման և հենակի ու շարժաբեքի վրա մեխանիզմի ազդեցության օպտիմիզացման սլայմանների:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Дженнихян Р. П., Борисенко А. И. Об экстремальных скоростях выходных звеньев плоских шестизвенных механизмов.—Изв АН АрмССР (сер. ТП), 1982, т. XXXV, № 1, с. 3—10.
2. Dresig H., Schönfeld S. Rechnergestützte Optimierung der Antriebs—und Gestellkraftgrößen ebener Koppelgetriebe—Teil 2. Mechanism and Machine Theory, 1976, v. 11, № 6, p.p. 371—379.
3. Lowen G. G., Tepper F. R., Berkof R. S. The Quantitative Influence of Complete Force Balancing of the Forces and Moments of Certain Families of Four-Bar Linkages.—Mechanism and Machine Theory, 1974, v. 9, № 3/4, p.p. 299—323.
4. Schönfeld S. Dynamische Synthese ebener koppelgetriebe mit dem Programmsystem KOGEOP.—Maschinenbautechnik, 1974, v. 23, № 3, p.p. 119—124.
5. Белоконев Н. М. Механика машин. Расчеты с применением ЭЦВМ.—Киев: Вища школа, 1978.—231 с.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Է. Լ. ПЕТРОСЯН, Մ. Է. ՕԳԱՆԻՅԱՆ, Ա. Վ. ԴԵՎՈՐԿՅԱՆ

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДЕЙСТВИТЕЛЬНЫХ
 МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОРИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ

Изучение поведения деформируемого пористого материала основано на теории пластичности пористых тел. В [1] получены уравнения теории пластичности пористых упрочняющихся материалов, с помощью которых можно определять их текущую пористость. При этом используются функции пористости α и β [2], которые выражаются через относительную пористость идеализированного (относительно пор) материала. В [3] учет особенностей пористости в реальных материалах осуществляется введением в формулы теории пластичности постоянных параметров m и n для данного пористого материала. При этом теоретически установленные функции пористости α и β экспериментально корректируются параметрами m и n . Исследования показывают [3], что при использовании функций α и β Грина значения m и n колеблются в пределах от 0 до 1 (по [2] $m = 1$, $n = 0$). При этом расчеты ведутся с использованием ЭВМ, что затрудняет изучение свойств пористых материалов в заводских условиях.

В настоящей работе приводится методика определения действительных механических свойств пористых материалов, позволяющая упростить расчеты и исследовать пористые материалы с различными фракциями порошков и с широким интервалом изменения начальной пористости.

Подобно [3], механические характеристики пористых материалов определяют испытаниями цилиндрических образцов на одноосное сжатие и строят кривые $\sigma - \epsilon$ и диаграммы сжатия $\sigma - \epsilon$, где $\sigma = \frac{P}{F}$ — основное напряжение, P — сжимающая сила, F — текущее значение площади поперечного сечения образца, $\epsilon = \ln \frac{h_0}{h}$ — осевая пластическая деформация, h_0 и h — начальная и текущая высоты образца.

В случае одноосного сжатия из зависимости теории пластичности пористых материалов [3] имеем:

$$\sigma_{max} = k_1 \tau; \quad d\sigma_{max} = k_2 d\epsilon; \quad (1)$$

$$dv = \frac{3\alpha^m (1-v) d\varepsilon}{1+\alpha^m}; \quad (2)$$

$$k_1 = \frac{V\sqrt{1+\alpha^m}}{\beta^{n+0,5}}; \quad k_2 = \frac{\beta^{2n-0,5}}{V\sqrt{1+\alpha^m}}, \quad (3)$$

где $\sigma_{\text{экв}}$, $\bar{d\varepsilon}_{\text{экв}}$ — эквивалентное напряжение и приращение пластических деформаций; $d\varepsilon$ — приращение осевой пластической деформации; k_1 и k_2 — соответственно, коэффициенты эквивалентного напряжения и приращения пластических деформаций.

Как следует из (2), на изменение пористости оказывает влияние только параметр m . Это позволяет, зная начальную пористость v_0 , приращение $d\varepsilon$ (принимают $\Delta\varepsilon = 0,1$) и задав значения m ($0 \leq m \leq 1$, шаг расчета 0,05), по (2) определить приращения пористости и строить графики семейства кривых $v - \varepsilon$. На этот же график наносят экспериментальную кривую $v - \varepsilon$ и определяют m , из условия совпадения экспериментальной кривой $v - \varepsilon$ с соответствующей теоретической.

Для обработки результатов испытаний всех образцов с различной начальной пористостью построены графики семейства кривых $v - \varepsilon$ (номограммы $v - \varepsilon$) для начальных пористостей от 0,04 до 0,5 с шагом 0,005. На рис. 1 показана номограмма $v - \varepsilon$ для начальной пористости $v_0 = 0,09$, которая позволяет для пористых материалов с различными начальными пористостями графически определить параметр m , используя экспериментальную кривую $v - \varepsilon$.

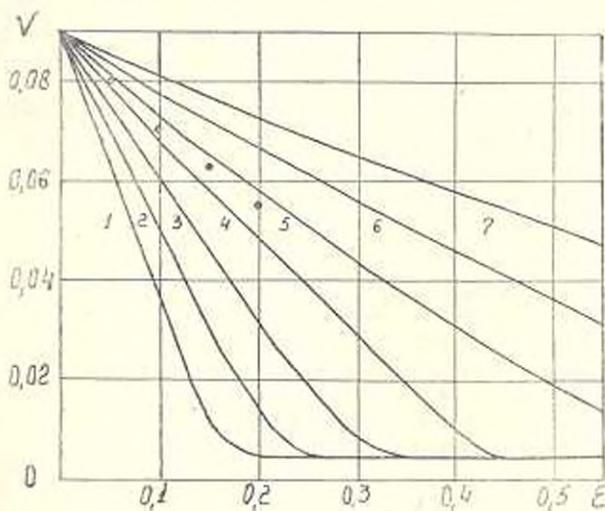


Рис. 1. Номограмма $v - \varepsilon$ для начальной пористости материала $v_0 = 0,09$
 (1 — $m = 0,4$; 2 — $m = 0,5$; 3 — $m = 0,6$; 4 — $m = 0,7$; 5 — $m = 0,8$; 6 — $m = 0,9$;
 7 — $m = 1$; ● — экспериментальные данные).

Можно упростить также определение параметра n . С этой целью для найденного m , различных значений параметра n ($0 \leq n \leq 1$, шаг расчета 0,05) и пористостей ($0,04 \leq v \leq 0,5$, шаг расчета 0,005) по формулам (3) подсчитывают коэффициенты k_1 и k_2 и сводят их в табл.

Как следует из табл., при уменьшении m и увеличении n , т. е. отклонении формы пор от сферической, влияние поправочных коэффициентов k_1 и k_2 возрастает. В этом случае для данной начальной пористости материала диаграмма сжатия $\sigma - \epsilon$ должна располагаться

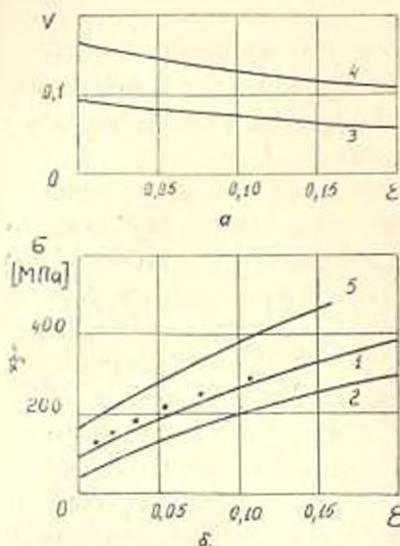


Рис. 2. Диаграммы деформирования материала. 1, 3 — диаграммы $\sigma - \epsilon$, $\nu_0 = 0,09$; 2, 4 — при $\nu_0 = 0,17$; ● — данные экструдированных ($\lambda = 2$) образцов при $\nu_0 = 0,05$.

значительно ниже диаграммы деформирования материала, т. к. несферические поры, являясь сильными концентраторами напряжений, в большой степени снижают механические свойства образца. Сфероидизация пор соответствующей термической обработкой приведет к уменьшению влияния коэффициентов k_1 и k_2 , а следовательно, улучшению механических свойств образца.

Расчеты для определения параметра n ведутся шаговым методом. В начале каждого шага текущие значения ν и σ устанавливаются из графиков $\nu - \epsilon$ и $\sigma - \epsilon$. По полученным значениям пористостей материала ν , из табл. определяют коэффициенты k_1 и k_2 для всех значений n . Величины $\bar{\sigma}_{\text{экв}}$ и $\bar{\epsilon}_{\text{экв}}$ устанавливаются по формулам (1) и по ним строят семейство кривых $\bar{\sigma}_{\text{экв}} - \bar{\epsilon}_{\text{экв}}$ [3]. Диаграмме деформирования материала соответствует такое значение параметра n , при котором кривые деформирования образцов с различной ν_0 совпадают, т. е. не будут зависеть от пористости материала.

Таблица

Коэффициенты k_1 и k_2 для пористости $\nu = 0,09$

n	m = 0,5		m = 0,6		m = 0,7		m = 0,8	
	k_1	k_2	k_1	k_2	k_1	k_2	k_1	k_2
0,4	1,5012	0,7881	1,4611	0,8081	1,433	0,8256	1,407	0,8415
0,5	1,5439	0,7451	1,5057	0,764	1,4783	0,7806	1,4455	0,7952
0,6	1,5878	0,7045	1,5485	0,7224	1,5156	0,738	1,4883	0,732
0,7	1,6329	0,6661	1,5925	0,683	1,5587	0,6978	1,5306	0,711
0,8	1,6793	0,6298	1,6377	0,6458	1,603	0,6598	1,572	0,672

В качестве примера исследуем механические свойства спеченного материала, полученного из латунной стружки марки ЛС59-1, которая в количестве 1100 т в год образуется на Кирово-Волжском заводе «Авто-

генмаш» при изготовлении деталей различного назначения. В этой связи определенный интерес представляет исследование механических свойств спеченных брикетов, изготовленных из стружки различных фракций (0,05...2 мм). Цилиндрические спеченные образцы на сжатие диаметром 10 мм, высотой 12 мм и начальной пористостью $v_0 = 0,07...0,3$ спекались в водороде в температурном интервале $750^\circ...780^\circ\text{C}$, с продолжительностью нагрева 1,5 ч. После спекания образцы испытывались на сжатие для установления параметров m и n с построением диаграммы деформирования материала. Результаты испытания образцов на одноосное сжатие приведены на рис. 1 и 2.

На рис. 1 точками обозначены экспериментальные данные изменения пористости от деформации $v = \epsilon$ спеченной латуни из средней фракции стружки (0,25...0,63 мм) с начальной пористостью $v_0 = 0,09$ ($m = 0,75$).

На рис. 2 кривыми 1 и 2 показаны диаграммы сжатия $\sigma - \epsilon$ материала с начальными пористостями $v_0 = 0,09$ и $v_0 = 0,17$. Кривые 3 и 4 соответствуют изменениям пористости материала, а кривая 5 — его диаграмме деформирования ($n = 0,5$). Там же точками обозначены экспериментальные данные экструдированных ($\lambda = 2$) образцов, которые имели начальную пористость $v_0 \leq 0,05$.

Исследование механических свойств спеченных материалов, полученных из других фракций латунной стружки, а также из различных фракций стальной стружки марки 40X и распыленного медного порошка, показало, что для различных материалов параметры m и n различны, а для данного материала они почти не зависят от фракции и начальной пористости. Заметного влияния гранулометрического состава на диаграммы $\sigma - \epsilon$ не обнаружено и в [1].

Обработка результатов экспериментов показала, что для спеченной стали 40X $m = 0,75$ и $n = 0,85$, а для распыленной меди $m = 0,6$ и $n = 0,5$.

Анализ результатов испытания на одноосное сжатие всех цилиндрических образцов показывает, что пластичность спеченного материала в значительной степени зависит от фракции порошка. Так, например, при деформации $\epsilon > 0,1$ на всех испытываемых цилиндрических образцах, изготовленных из крупной фракции с малой и большей начальной пористостью $v_0 = 0,07...0,3$, появлялись трещины. Образцы же, изготовленные из мелкой фракции, подверглись большому пластическому деформациям $\epsilon > 0,3$ без заметного трещинообразования. Это объясняется большой поверхностью сцепления между частицами мелкой стружки, образующейся в процессе их формирования и спекания. Следовательно, для повышения пластичности и прочности материала из крупной фракции порошка (стружки) необходимо увеличить контактную поверхность сцепления частиц, подвергая материал, кроме соответствующей термической обработке, и большому пластическому деформациям при формировании.

1. Предложена методика исследования действительных механических свойств спеченных материалов, позволяющая облегчить определение параметров пористости и построение диаграммы деформирования

2. Установлено, что фракция и начальная пористость спеченных материалов не оказывают существенного влияния на параметры пористости m и n , тогда как спеченный материал из мелкой стружки обладает большей прочностью и пластичностью.

ԵրՊՈՒ իմ. Կ. Մարտա

17 V. 1981

Գ. Լ. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ, Մ. Գ. ՀՅԱԿԱՆԻՍՅԱՆ, Ա. Վ. ԴԵՎՈՐՅԱՆ

ՄԱԿՈՏԿԵՆ ԵՅՈՒԹԵՐԻ ԻՐԱԿԱՆ ՄԵԿԱՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ՄԵԹՈԿԻԿԱ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Վ

Քերված է ծակոտկեն նյութերի իրական մեխանիկական հատկությունների որոշման մեթոդիկա, որը հնարավորություն է տալիս հշտացնելու հաշվարկները և ուսումնասիրելու տարբեր շափախ փոշու հատկանքներից ստացված և տարբեր ծակոտկենություն ունեցող նյութերը:

Լ Ի Ն Ե Ր Ա Մ Ր Ա

1. *Петросян Г. Л.* О теории пластичности пористых тел.— Известия вузов. Машиностроение, 1977, № 5, с. 10—13
2. *Грин Р. Дж.* Теория пластичности пористых тел.— Сб. пер. «Механика», Мир, 1973, № 4 (140), с. 109—120.
3. *Петросян Г. Л., Акопян Г. С., Мусасяня Г. В.* Механические свойства композиции «абразив—связка» с учетом реальной пористости материала.— Известия АН АрмССР (сер. ТН), 1981, т. XXXIV, № 1, с. 18—22.
4. *Кальнер В. Д., Горюшина М. Н., Шуберг Я. В.* Деформационное упрочнение спеченого железа при холодной пластической деформации.— Металловедение и термическая обработка металлов, 1980, № 9, с. 34—36.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

С. М. КАСЬЯН

ИЗНОС ТВЕРДОСПЛАВНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА
 НА ОСНОВЕ ДИСЛОКАЦИОННОЙ МОДЕЛИ ВНЕШНЕГО
 ТРЕНИЯ

Решение проблемы деформируемости материала в тонком поверхностном слое в процессе трения и резания, связанное с дислокационным, диффузионным и самодиффузионным механизмами пластичности в широком интервале температур, скоростей и деформаций, представляет большие экспериментальные и теоретические трудности. Существующие модели не в состоянии с большой степенью достоверности отразить всю совокупность механо-физико-химических процессов, протекающих при контактном взаимодействии твердых тел. Поскольку пластическая деформация, имеющая дислокационную природу, является основным следствием контактного взаимодействия, то в ряде работ в основу оценочного расчета характеристик трения положена дислокационная модель внешнего трения.

Учитывая существенную упрощенность этих моделей, а также основные аналогии процесса изнашивания при трении и резании материалов, в настоящей работе сделана попытка представить износ режущего инструмента в дислокационных терминах.

Изнашивание есть процесс, связанный с изменениями структуры металла при пластической деформации трением и выраженный зависимостью [1]:

$$I = f(A, E, F_s), \quad (1)$$

где I — интенсивность износа; A — работа трения; E — модуль упругости; F_s — характеристика физической ширины интерференционных линий, которая является функцией размера блоков мозаики и микронапряжений.

Износ определяется следующим образом:

$$I = F_s A/E, \quad (2)$$

т. е. наблюдается прямая пропорциональность между износом и параметром F_s , характеризующим плотность линейных дефектов материала. Учитывая соотношение между плотностью дислокации ρ и физической шириной рентгеновских линий β ($\rho \approx \beta^2$), можно выявить, что

$$I \propto \sqrt{\beta}, \quad (3)$$

где $k = f(A, E)$. Это положение подтверждается настоящими исследованиями на основании использования стандартных методик рентгенографического определения плотности дислокаций на контактных поверхностях режущего инструмента из вольфрамо- и вольфрамо-титанокобальтовых твердых сплавов (ТС) марок ВК8 и Т15К6 до резания в различных технологических условиях в области относительно высоких скоростей. Установлено, что на интенсивность износа режущего инструмента указанных марок существенно влияет исходная плотность дислокаций на контактных поверхностях, которая определяется способом и условиями их предварительной обработки. Так, например, заточки методом «двойного травления» создает на заточенной поверхности уровень плотности дислокаций, соответствующий состоянию недеформированного ТС и значительно более низкий, чем создаваемый стандартной алмазной заточкой без охлаждения. При этом повышается стойкость инструмента, но этот процесс неоднозначный — стойкость после подобной заточки повышается в условиях резания с высокими скоростями, когда на контактных поверхностях развиваются высокие температуры, реализующие неконсервативные дислокационные процессы в поверхностных слоях ТС режущего инструмента. В условиях же резания со средними скоростями, обуславливающими среднюю температуру на контакте, более высокую стойкость показывает инструмент, подготовленный посредством алмазной заточки; его поверхностные слои обладают повышенной твердостью в результате деформационного упрочнения. Резкое повышение плотности линейных дефектов структуры на контактных поверхностях ТС режущего инструмента после механической заточки можно описать соотношением (3), если принять, что съем материала при шлифовании и изнашивании аналогичный.

При изнашивании режущего инструмента реализуется интенсивная пластическая деформация в поверхностных слоях, при этом возникают значительные градиенты плотности дислокаций и вакансий, поэтому коэффициент диффузии возрастает. Интенсивность изнашивания зависит также от скорости диффузионных процессов, протекающих на контакте «инструмент — обрабатываемый материал». Высокая температура, гидродинамическое давление, а также интенсивно протекающие диффузионные процессы при высоких скоростях резания, создают тончайший аморфный слой на контактных поверхностях ТС инструмента — тугоплавкие и хрупкие зерна карбидов вольфрама WC и титана TiC изнашиваются пластически. Этим можно объяснить различие в интенсивности изнашивания стандартных (с размером зерен карбидной фазы 2...5 мкм) и мелкозернистых (размер зерен до 1 мкм) ТС в различных технологических условиях. При обработке конструкционных сталей со средними скоростями резания мелкозернистые ТС лучше сопротивляются износу, а при резании с высокими скоростями большей износостойкостью обладают стандартные ТС [2]. При резании со средними скоростями развивающаяся на контакте температура неспособна активно влиять на дислокационно-диффузионные процессы в зернах

карбидной фазы, поэтому, в основном, проявляется абразивно-адгезионный вид изнашивания. В этих условиях мелкозернистые ТС, обладающие повышенными показателями прочности и твердости, лучше сопротивляются износу. В случае же большей подвижности дислокаций и интенсивно протекающих диффузионных и самодиффузионных процессов в поверхностных слоях ТС режущего инструмента, что имеет место при резании с высокими скоростями, мелкозернистые ТС, содержащие в своей структуре, в среднем, на два порядка больше дефектов типа границы зерен, изнашиваются интенсивнее, чем стандартные ТС.

Поскольку при нормальном изнашивании режущего инструмента на контактных поверхностях устанавливается определенная дислокационная структура, характеризующая плотностью дислокаций, то с позиции снижения интенсивности износа наиболее целесообразной будет такая предварительная обработка (заточка) режущего инструмента, которая создала бы на его поверхности аналогичную дислокационную структуру. Заточка методом «двойного травления» оказывается эффективной в случаях, когда контактные поверхности ТС инструмента должны характеризоваться пониженной плотностью дислокаций. Однако реализация этого метода на практике связана с существенными техническими трудностями.

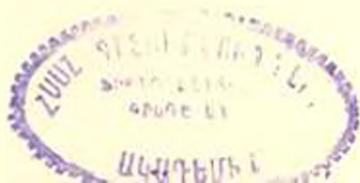
Исходя из этих соображений, предложен и апробирован высокотемпературный отжиг ТС заточенного инструмента, как способ управления качеством контактных поверхностей [3], который позволяет существенно снизить дефектность структуры и плотность дислокаций, сформированные в процессе заточки, и тем самым увеличить стойкость инструмента. Кинетика уменьшения плотности дислокаций при отжиге связана с процессами активированного скольжения и переползания дислокаций и описывается следующим соотношением [4]:

$$N_n = \frac{N_n^{(0)}}{\left(1 + \frac{\Gamma N_n^{(0)}}{2h_{1n}} \alpha t\right)^2}; \quad (4)$$

где $N_n = N - N_n$; $N_n^{(0)} = N_0 - N_n$; N_n — плотность дислокаций, способных аннигилировать; N — общая плотность дислокаций; N_n — избыточная плотность дислокаций одного знака в данной области кристалла; N_0 — величина начальной плотности подвижных дислокаций; h_{1n} — максимальное расстояние, которое необходимо пройти дислокации до встречи с дислокацией противоположного знака, в направлении перпендикулярном плоскости скольжения;

$$\alpha = \frac{\pi D_1 \mu^2}{l \ln \frac{1}{b} k T};$$

t — время; D — коэффициент самодиффузии; μ — модуль сдвига; b — вектор Бюргера; l — длина «свободного пробега» дислокаций; k — постоянная Больцмана; T — абсолютная температура.



В целях повышения нормальной стойкости инструмента в случае резания конструкционных сталей со средними скоростями, можно использовать мелкозернистые ТС, подготовленные алмазной заточкой, а в случае резания с высокими скоростями — стандартные ТС, заточенные методом «двойного управления» или же подготовленные алмазной заточкой и отожженные.

Ս. Մ. ԿԱՍՅԱՆ

ԿԱՐԾԻ ԶԱՄԱՁՈՒՂԱՆՔՈՎ ԿՏՐՈՂ ԳՈՐԾԻՔԻ ՄԱՇԻՆԵՐԸ ԱՐՏԱՔԻՆ ՇՓՄԱՆ ԳԻՍՂՈՎԱՑԻՌՆ ՄՈԳԵԼԻ ՀԻՄԱՆ ՎՐԱ

Ա մ ֆ ո ֆ ո լ մ

Առաջարկվում է կարծր համաձուլվածքով կարող գործիքի մաշման մոդելը դիսլոկացիոն տեորմիներով: Այդ մոդելով կատարված փորձնական սրվածքների վերլուծման հիման վրա տրվում են գործիքի կայունության բարձրացման որոշ առաջարկներ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Грамаковский Д. Г., Лацманов А. Н., Романчев Б. А. Идентификация физической модели износа, описанной уравнениями математической физики.— В кн.: Тез. докл. VIII Всесоюз. конф. по физ. прочн. и пласт. мет. и сплав., Куйбышев, 1976, с. 9.
2. Дюкин М. Е. Исследование контактных явлений и механизмов износа твердосплавного инструмента при обработке конструкционных сталей.— Автореф. дис. на соиск. канд. техн. наук.— Тбилиси, 1981.— 20 с.
3. Касьян С. М. Управление качеством поверхности заточенного твердосплавного режущего инструмента.— Промышленность Армении, 1983, № 1.
4. Скорыход В. В. Реологические основы теории спекания.— Киев: Наукова думка, 1972, с. 73—99.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Յ. Գ. ԹԵՐ-ՄԱՐՏԻՐՕՅԱՆ, Ր. Գ. ՄԱՆՎԵԼՅԱՆ

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МАССИВОВ
 МНОГОФАЗНЫХ ГРУНТОВ ПОД КРАТКОВРЕМЕННЫМ
 ВОЗДЕЙСТВИЕМ ПОВЕРХНОСТНЫХ И ОБЪЕМНЫХ СИЛ

В инженерной практике широко известно и экспериментально установлено, что одним из определяющих факторов, влияющих на сейсмостойкость сооружений, является характер взаимодействия сооружения и его основания. Известно также, что решение этой задачи, даже при простейшем волновом возбуждении, встречает значительные математические трудности и поэтому приходится прибегать к упрощенным предположениям и методам. К ним и относится метод квазистатических сил, который позволяет привести решение сложной динамической задачи к статической, а также соответствующим подбором коэффициента сейсмической силы добиться большего приближения к точному решению.

Однако, для применения метода квазистатических сил к многофазному грунту необходимо выбрать физические и механические параметры грунта, характеризующие его состояние в целом. Такими характеристиками могут служить приведенные плотность, модуль объемного сжатия и коэффициент Пуассона [1, 2].

Назовем приведенным модулем объемного сжатия α_{np} и приведенным коэффициентом Пуассона μ_{np} многофазного грунта такие характеристики, которые при определении изменения объема и формоизменения под воздействием тотальных напряжений дают значения, совпадающие с теми, которые определены на основании модуля объемного сжатия α и коэффициента Пуассона μ_x скелета грунта под воздействием эффективных напряжений.

Так как поровая вода не оказывает существенного сопротивления при формоизменении грунта в целом, то модули сдвига скелета грунта в целом будут одинаковыми, т. е. $G_{ск} = G_{np} = G$. Рассматривая равенство объемных изменений скелета и поровой сжимаемости жидкости в условиях отсутствия изменений соотношений фаз к единице объема и учитывая принцип эффективных напряжений Терцаги:

$$\sigma_o = \sigma'_o + 3P_o, \quad (1)$$

где σ_o , σ'_o — суммы главных тотальных и эффективных напряжений; P_o — поровое давление, получим:

$$\alpha_{np} = \alpha_w + \frac{\alpha_w}{n} \quad (2)$$

здесь n — пористость грунта; α_w — коэффициент объемной сжимаемости и газосодержащей поровой воды, определяемый по выражению [1, 2]:

$$\alpha_w = \frac{1 - J_w}{P_a - P_w} \quad (3)$$

где J_w — коэффициент водонасыщения грунта; P_a — атмосферное давление; P_w — давление в поровой воде.

Тогда на основании известных соотношений между коэффициентом Пуассона, модулем линейной и сдвиговой деформаций с учетом равенства модулей сдвига скелета и грунта получим:

$$\mu_{np} = \frac{\alpha_{np} - 2G}{2(\alpha_{np} + G)} \quad (4)$$

Очевидно, что если приведенная среда обладает объемной несжимаемостью ($\alpha_{np} \rightarrow \infty$), то $\mu_{np} \rightarrow 0,5$.

Таким образом, многофазный грунт в период кратковременного воздействия или сейсмической силы, когда отсутствует изменение соотношений фаз в единице объема, может характеризоваться единичными модулем деформации и коэффициентом Пуассона, которые назовем приведенными. По ним легко определить распределение напряжений и деформаций в массиве многофазного грунта при кратковременных воздействиях нагрузок, используя соответствующие решения для однофазных сред и заменяя модуль деформации и коэффициент Пуассона приведенными.

Так, например, поровое давление можно определить по формуле [1, 2]:

$$P_w = \frac{\sigma}{3} \frac{\alpha_w}{\alpha_w + \alpha_w/n} = A_0 \sigma \quad (5)$$

где σ — среднее тотальное напряжение; A_0 — коэффициент порового давления:

$$A_0 = \frac{\alpha_w n}{n\alpha_w + \alpha_w} \quad (5a)$$

Очевидно, что при $\alpha_w \rightarrow \infty$, т. е. в отсутствии газа в поровой воде $A_0 \rightarrow 1$ и поровое давление будет равно среднему напряжению.

Приведенные значения параметров деформирования для многофазного грунта необходимы также для определения скорости распространения продольных и поперечных волн и полностью водонасыщенных глинистых грунтах, полагая, что обе фазы имеют одинаковый порядок деформирования и вследствие малого коэффициента фильтрации и

кратковременности воздействия взаимное проникновение фаз не имеет места. Тогда для скоростей продольных и поперечных волн имеем:

$$V_p = \sqrt{\frac{2\sigma_{\text{пр}}(1 - \mu_{\text{пр}})}{\rho_{\text{пр}}(1 + \mu_{\text{пр}})}}; \quad V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho_{\text{пр}}}}; \quad (6)$$

$$\rho_{\text{пр}} = \rho_m(1 - \lambda) + \rho_w \lambda. \quad (6a)$$

где $\rho_{\text{пр}}$, ρ_m , ρ_w — соответственно, приведенная плотность грунтовой среды, плотности минеральных частиц и поровой газосодержащей воды.

Таким образом, мы привели рассмотрение сложной задачи для многофазной грунтовой среды, состоящей из минеральных частиц, поровой воды и воздуха, к задаче для квазиоднофазной среды, характеризуемой двумя деформационными характеристиками $\mu_{\text{пр}}$ и G . Это позволяет решать любую краевую задачу для многофазного грунта при кратковременном воздействии поверхностных и объемных сил или использовать готовые решения теории упругости для многофазного грунта. При длительном воздействии нагрузок, когда в многофазном грунте начинает развиваться консолидационный процесс, метод приведенного модуля позволяет определить начальное напряженное состояние в массиве многофазного грунта, что является важным этапом решения задач консолидации [1, 2].

Рассмотрим ряд известных в теории упругости решений, применительно к многофазному грунту при кратковременном воздействии только поверхностных сил. При действии полосовой нагрузки шириной b на поверхности упругого полупространства интенсивностью P имеем следующие выражения для порового давления и осадки поверхности:

$$p_{\text{пр}}(x, z) = A_0 \frac{P}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{2bz}{x^2 + z^2 - b^2}; \quad (7)$$

$$S(x) = \frac{P}{\pi} \frac{1 - \mu_{\text{пр}}}{G} \left(2b - \ln \frac{|x - b|^{x-b}}{|x + b|^{x+b}} \right). \quad (8)$$

При действии равномерно-распределенной нагрузки по поверхности массива многофазного грунта на площади прямоугольника со сторонами b и l , имеем:

$$p_{\text{пр}}(z) = A_0(1 + \mu_{\text{пр}}) \frac{P}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{n}{\sqrt{1 - m^2 + n^2}}; \quad (9)$$

$$S = \frac{bP}{\pi} \frac{1 - \mu_{\text{пр}}}{G} \left| \ln \frac{\sqrt{1 + n^2} + n}{\sqrt{1 + n^2} - n} + \ln \frac{\sqrt{1 + n^2} + 1}{\sqrt{1 + n^2} - 1} \right|. \quad (10)$$

где $n = l/b$; $m = z/2b$.

Из формул (7) и (8) видно, что наибольшая концентрация порового давления имеет место в контактной зоне поверхности грунта, что является неблагоприятным в смысле прочности грунта и устойчивости

массива в целом при наличии горизонтальных нагрузок на поверхности. Величины же осадок по формулам (8) и (10) получаются больше, чем при определении осадок водонасыщенных глинистых грунтов по методу Флорина В. А., когда для скелета грунта принимается $\mu_{ск} = 0,5$.

Наличие водонасыщенного глинистого грунта в основании сооружения при кратковременных силовых воздействиях приводит к возникновению избыточного порового давления и дополнительной деформации основания. Величины порового давления и осадок легко определить по (7) — (10). Величину коэффициента устойчивости основания можно определить по методу круглоцилиндрических поверхностей скольжения с учетом возникновения избыточного порового давления и одновременного действия горизонтальных сил инерции по контакту фундамента с основанием.

Перейдем к рассмотрению важной для прикладной геомеханики задачи по определению напряжений и деформаций в массиве многофазного грунта с криволинейной границей при одновременном действии поверхностных и объемных сил в рамках плоской задачи.

Решение этой задачи для однофазной системы рассмотрено ранее [3] и доведено до определения напряжений и коэффициентов прочности. Пользуясь методом приведенного модуля, можно это решение распространить на случай рассмотрения напряженного состояния массива многофазного грунта с криволинейной границей и коэффициентов прочности и устойчивости массива с учетом возникновения порового давления. Так, для определения среднего напряжения можно пользоваться известным соотношением, вытекающим из условий плоской деформации:

$$\sigma = (\sigma_x + \sigma_y)(1 + \mu_{np}), \quad (11)$$

а для определения порового давления — зависимостью (5). Кроме того, можно по известным значениям компонентов напряжений определить деформации многофазного грунта, а по ним и перемещения отдельных точек по отношению к условно неподвижной точке. Компоненты деформаций могут быть определены по формулам:

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \sigma_x \frac{1 - \mu_{np}^2}{E_{np}} - \sigma_y \frac{(1 + \mu_{np}) \mu_{np}}{E_{np}}; \\ \epsilon_y &= \sigma_y \frac{1 - \mu_{np}^2}{E_{np}} - \sigma_x \frac{(1 + \mu_{np}) \mu_{np}}{E_{np}}; \quad \epsilon_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G}, \end{aligned} \quad (12)$$

где E_{np} — приведенный модуль линейного деформирования многофазного грунта, определяемый по величинам μ_{np} и G по известной формуле

$$E_{np} = 2G(1 + \mu_{np}). \quad (13)$$

Компоненты перемещения могут быть вычислены путем интегрирования вдоль любого отрезка прямой:

$$U = \int_{x_0}^x \varepsilon_x dx; \quad V = \int_{y_0}^y \varepsilon_y dy, \quad (14)$$

где x_0, y_0 — координаты условно неподвижных или закрепленных точек.

По известным значениям порового давления можно также определить величину коэффициента прочности грунта в любой точке массива по известной формуле [1—3]:

$$\tau_n = \tau'_n / c_n, \quad (15)$$

где

$$c_n = c_{max} \cos \varphi; \quad \tau'_n = C + \lg \varphi \left(\frac{\sigma'_x + \sigma'_y}{2} - \tau_{max} \sin \varphi \right);$$

σ'_x, σ'_y — компоненты эффективных напряжений:

$$\sigma'_x = \sigma_x - P_w; \quad \sigma'_y = \sigma_y - P_w. \quad (16)$$

Ջ. Գ. ՏԵՐ-ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ, Ի. Դ. ՄԱՆՎԵԼՅԱՆ

ԲԱԶՄԱՅԱԶ ԲՆԱՀՈՂԱՅԻՆ ԶԱՆԳՎԱՆԻ ԼԱՐՎԱՆԱՅԻՆ-ԴԵՖՈՐՄԱՅԻՆ ՎԻՃԱԿԸ ԿԱՐՃԱՏՆՎ ԱԶԻՈՂ ՈՍԱՎԱՍՅԻՆ ԵՎ ՄԱԿԵՐԻՆՎՈՐՅԻՍՅՈՅԻՆ ՈՒՅԵՐԻՑ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Վ

Առաձգականության անստիճան հարթ խնդրի շրջանակներում դիտարկվում է կորագծային սելլեֆոլ բազմաֆազ րնաճողային պանդիածի լարվածային-դեֆորմացիոն վիճակը կարճ ժամանակով ազդող ծավալային և մակերևույթային ուժերից, որը մտաւղար ձևով համապատասխանում է սեյսմիկ ուժերի ազդեցությանը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Цыганов Н. А., Тер-Мартirosян З. Г. Основы прикладной геомеханики и строительстве.— М.: Высшая школа, 1981, с. 148—168.
2. Тер-Мартirosян З. Г. Вторичная консолидация многофазных глинистых грунтов с учетом ползучести и старения их скелета и начальные условия пространственных задач.— В сб. тр.: Вопросы механики грунтов, оснований и фундаментов. М., МПСИ, № 140, 1977, с. 107—126.
3. Тер-Мартirosян З. Г., Манвелян Р. Г. Напряженное состояние горных массивов при действии местной нагрузки и объемных сил.— Вязл. по ниж. сейсм., № 0, Ереван, АН АрмССР, 1975, с. 51—57.

Г. А. БУРНАЧЯН, М. Г. АПРАПЕТЯН

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА РАБОТЫ ГАЭС
 НЕДЕЛЬНОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ В ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ
 СИСТЕМЕ

Объективная тенденция развития современных энергосистем приводит к дальнейшему увеличению неравномерности энергопотребления. В силу этого недельная неравномерность для ряда энергосистем может оказать существенное влияние на необходимость создания ГАЭС недельного цикла регулирования. Поэтому вопросы, связанные с назначением оптимальных режимов работы таких станций в энергосистемах, приобретают большую актуальность.

Постановка задачи. В работе предлагается метод выбора оптимального режима работы ГАЭС недельного цикла регулирования в сложной энергосистеме, исходя из ее энергетических характеристик в насосном и турбинном режимах.

Задача выбора оптимального недельного режима ГАЭС в сложной энергосистеме, состоящей из m теплостанций и n гидростанций суточного цикла регулирования, исходя из критерия минимума расхода условного топлива, сводится к обычной вариационной задаче на безусловный экстремум [1, 2], где отыскивается минимум некоторого функционала

$$\Phi = \int_{t_0}^{t_1} \left(\sum_{i=1}^m B_i + \lambda_i \varphi_i \right) dt = \int_{t_0}^{t_1} F [\bar{P}_T(t), V_T(t), V_T'(t), V_H(t), V_H'(t)] dt \quad (1)$$

с граничными условиями

$$a) V_{Tj}''(t_{0j}) = 0, \quad V_{Tj}'(t_{0j}) = V_{Tj, \max}' \quad (2)$$

$$j = 1, 2, \dots, n; \quad \mu = 1, 2, \dots, 7$$

$$b) V_H''(t_0) = 0; \quad V_H(t_1) = V_{\text{нор}}$$

где

$$\varphi_i = \sum_{i=1}^m P_{Ti} + \sum_{j=1}^n P_{Tj}(V_{Tj}, V_{Tj}') \pm P_H(V_H, V_H') - P_C - \Delta P = 0; \quad (3)$$

$$\bar{V}_r = \frac{dV_r}{dt} = \bar{q}_r - \bar{Q}_r; \quad V_H = \frac{dV_H}{dt} = q_H \pm Q_H. \quad (4)$$

В выражениях (1)–(4): B_i — часовой расход условного топлива на i -ой теплостанции; λ_i — переменный по времени множитель; P_{Ti} , P_{rj} — соответственно, нагрузки i -ой теплостанции ($i = 1, 2, \dots, m$) и j -ой гидростанции ($j = 1, 2, \dots, n$); P_H — нагрузка ГАЭС (знак плюс соответствует циклу разряда, а минус — заряда); P_C , ΔP — нагрузки энергосистемы и потери в линиях электропередач; V_{rj} — объем воды в водохранилище j -ой ГЭС; V_H — объем воды в верхнем водохранилище ГАЭС; \bar{P}_T , \bar{V}_r , \bar{V}_V — соответственно, векторы с компонентами $(P_{T1}, P_{T2}, \dots, P_{Tm})$, $(V_{r1}, V_{r2}, \dots, V_{rn})$, $(V_{V1}, V_{V2}, \dots, V_{Vn})$; \bar{q}_r , \bar{Q}_r — векторы с компонентами $(q_{r1}, q_{r2}, \dots, q_{rn})$ и $(Q_{r1}, Q_{r2}, \dots, Q_{rn})$, представляющие притоки в водохранилище и расходы через турбины гидроэлектростанций системы; q_H — боковая приточность в верхнее водохранилище ГАЭС; Q_H — расходы воды на ГАЭС (знак плюс соответствует циклу заряда, знак минус — разряда); $V_{rj\text{из}}^*$ — объем воды, используемый в течение цикла регулирования на j -ой ГЭС в r -ые сутки; $V_{\text{из}}^*$ — варьируемый объем воды, который должен подбираться таким образом, чтобы в течение цикла регулирования (недели) полностью использовать емкость водохранилища, причем, $V_{\text{из}}^*$ определяется методом последовательных приближений.

Кривые, реализующие экстремум рассматриваемого функционала, должны удовлетворять дифференциальным уравнениям Эйлера—Лагранжа, которые применительно к рассматриваемой задаче могут быть записаны в следующем виде:

$$\begin{aligned} \frac{\partial B_i}{\partial P_{Ti}} + \lambda_i \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial P_{Ti}} \right) - \frac{d}{dt} \frac{\partial B_i}{\partial P_{Ti}} &= 0; \quad i = 1, 2, \dots, m, \\ \lambda_i \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial P_{rj}} \right) \frac{\partial P_{rj}}{\partial V_{rj}} - \frac{d}{dt} \left[\lambda_i \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial P_{rj}} \right) \frac{\partial P_{rj}}{\partial V_{rj}} \right] &= 0; \quad (5) \\ j &= 1, 2, \dots, n, \\ \lambda_i \left(1 \pm \frac{\partial \Delta P}{\partial P_H} \right) \frac{\partial P_H}{\partial V_H} - \frac{d}{dt} \left[\lambda_i \left(1 \pm \frac{\partial \Delta P}{\partial P_H} \right) \frac{\partial P_H}{\partial V_H} \right] &= 0. \end{aligned}$$

Из уравнений (5), приняв напоры на ГЭС и ГАЭС постоянными и пренебрегая влиянием переходных процессов на теплостанциях системы, после несложных преобразований получим:

$$\frac{B_i}{1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial P_{Ti}}} = \lambda_i \frac{q_j}{1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial P_{rj}}} = \lambda_H \frac{q_H}{1 \pm \frac{\partial \Delta P}{\partial P_H}}. \quad (6)$$

где $b_i = \frac{\partial B_i}{\partial P_{Tj}}$; $q_j = \frac{\partial Q_{Tj}}{\partial P_{Tj}}$; $q_H = \frac{\partial Q_H}{\partial P_H}$ — соответственно, относительные приросты i -ой теплостанции, j -ой гидростанции и ГАЭС; $\frac{\partial \Delta P}{\partial P}$ — относительные приросты потерь активной мощности в линиях электропередачи; λ_j и λ_H — постоянные в течение цикла регулирования множители.

Если в (6) пренебречь изменениями потерь в сетях, то уравнение можно записать в виде:

$$b_i = \lambda_j q_j = \lambda_H q_H. \quad (7)$$

Режим системы является оптимальным, если удовлетворяется условие (7), т. е. в каждый момент времени относительные приросты тепловых станций должны быть одинаковыми и равными относительным приростам гидростанций и ГАЭС, умноженным на коэффициенты λ_j , λ_T и λ_H .

В работе приведен числовой пример выбора регулирования режима работы «чистой» ГАЭС недельного цикла регулирования в централизованной тепловой энергосистеме, состоящей из группы теплостанций, оборудованных агрегатами К-100, К-150, К-200 и К-300.

Для решения задачи в качестве исходных данных используются: недельный график нагрузки энергосистемы; энергетические характеристики существующих станций и регулируемой ГАЭС, а также емкость верхнего аккумулирующего бассейна. При этом предполагается, что графики нагрузок будних дней практически не меняются, т. е. взамен пяти графиков нагрузки рассматривается один.

Построение энергетических характеристик ГАЭС приведено в [1, 3].

Кратко излагается алгоритм решения задачи. По данным предварительно построенных эквивалентных энергетических характеристик тепловых станций заполняются первые два столбца табл. 1. Задаваясь значениями λ_H и λ_T из допустимой области изменения этих величин и пользуясь характеристиками относительных приростов ГАЭС в обоих циклах работы, находим соответствующие элементы столбцов 3, 4 и 6, 7. По сумме значений 2 и 4 столбцов, а также разности 2 и 7, заполняются, соответственно, 5 и 8 столбцы.

Пользуясь графиком нагрузки системы, заполняются первые два столбца табл. 2. В зависимости от системной нагрузки P_C , пользуясь столбцами 5 и 8 табл. 1, находим N_T , N_H и заполняем 3, 4 и 6 столбцы табл. 2. Например, при $P_C = 1740$ МВт по соответствующей строке табл. 1 определяется: $N_T = 71,2$ МВт. По полученным значениям N_H и N_T , пользуясь расходными характеристиками ГАЭС, определяются расходы воды в насосном и турбинном режимах и заносятся в столбцы 5 и 7. По данным столбцов 5 и 7 табл. 2 подсчитываются

Объемы используемой воды за период регулирования в циклах разряда W_T и заряда W_H и сопоставляются с заданным объемом воды. В случае неответствия полученных объемов с заданным, значения λ_H и λ_T корректируют и расчет в вышеизложенной последовательности повторяют снова. Процесс расчета продолжается до тех пор, пока полученные расходы воды с необходимой точностью не совпадут с заданным.

Таблица 1

δ , м. у. т. МВт·ч	$\sum_{i=1}^m N_i$, МВт	Турбинный режим			Насосный режим		
		$\lambda_T = 0,375$			$\lambda_H = 0,377$		
		q_T , м ³ МВт·с	N_T , МВт	P_C^* , МВт	Q_H , м ³ МВт·с	N_H , МВт	P_C^* , МВт
0,277	880	0,7387	—	—	0,7347	213,5	666,5
—	—	—	—	—	—	—	—
0,29	1116,9	0,7733	—	—	0,7692	210	906,9
0,295	1210,4	0,7867	—	—	0,7825	69,4	1141
—	—	—	—	—	—	—	—
0,33	1662,4	0,88	70	1732,4	0,8753	—	—
0,335	1686,7	0,8933	74,5	1761,2	0,8886	—	—
—	—	—	—	—	—	—	—

Таблица 2

Часы	P_C , МВт	$\sum_{i=1}^m N_i$, МВт	N_T , МВт	Q_T , м ³ /с	N_H , МВт	Q_H , м ³ /с
1	1135	1204,4	—	—	69,4	54,3
2	1070	1188,9	—	—	118,9	90,3
3	1050	1188,9	—	—	138,9	108,7
4	1050	1188,9	—	—	138,9	108,7
5	1050	1188,9	—	—	138,9	108,7
—	—	—	—	—	—	—
9	1740	1668,8	71,2	82	—	—
10	1820	1739,1	80,9	91	—	—
—	—	—	—	—	—	—

Оптимальный режим работы теплостанций и ГАЭС для заданного объема воды $W_T = 19,3 \text{ млн} \cdot \text{м}^3$ получаем при $\lambda_H = 0,377$ и $\lambda_T = 0,375$. Построив график наполнения и опорожнения водохранилища в верхнем блефе, определяем емкость верхнего бассейна ГАЭС недельного регулирования в энергосистеме (рис. 2).

Если режим работы ГАЭС принять согласно существующим методам, т. е. выравниванием соответствующих зон графика нагрузки при

мыми линиями и подсчитать расход топлива, то получим, что разность суммарного расхода топлива по предлагаемой и существующей методикам равна 148 т.у.т., что составляет 7,9% от расхода топлива на заряд.

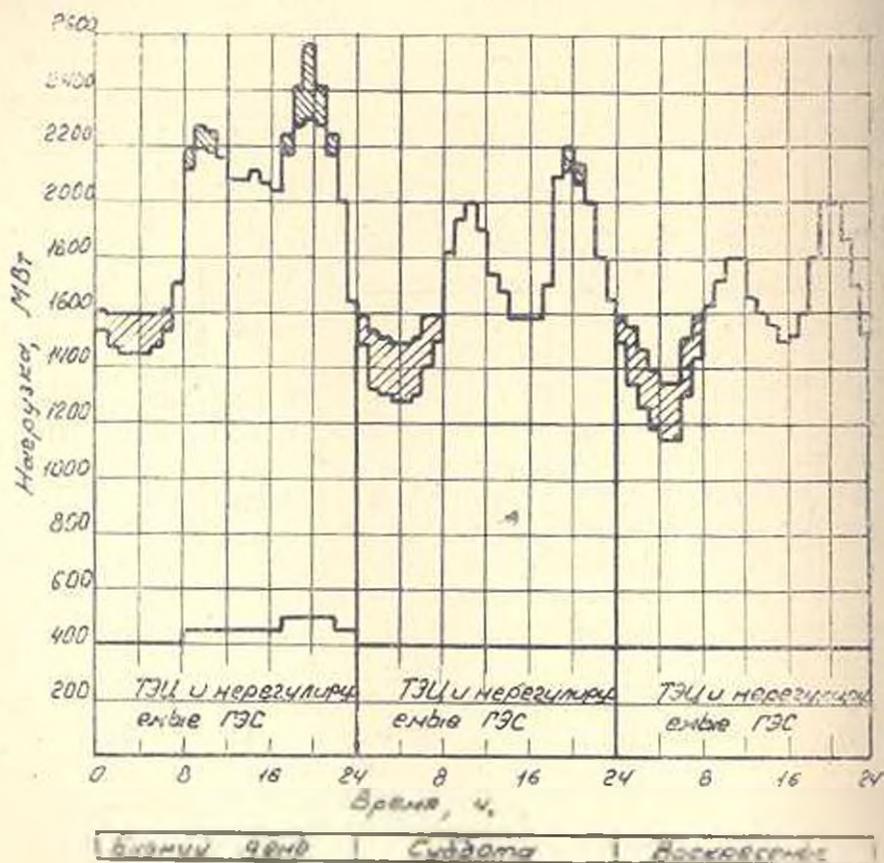


Рис. 1. График нагрузки энергосистемы: — заряд; — разряд

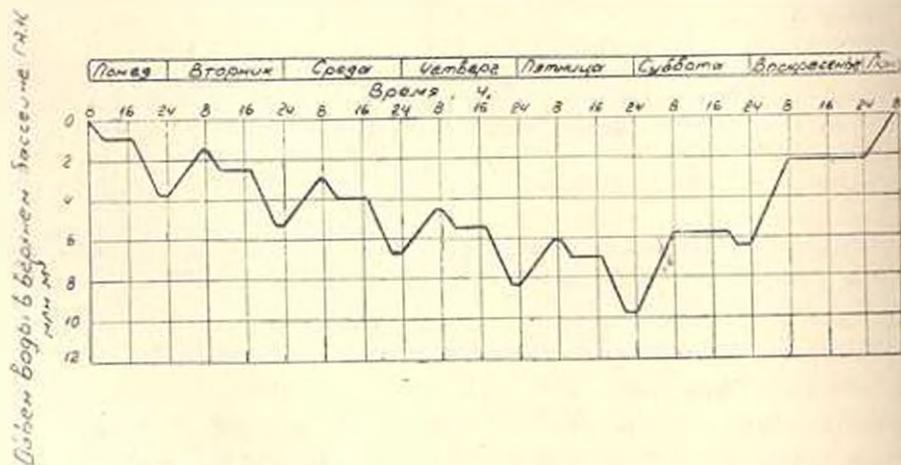


Рис. 2. График работы верхнего водохранилища ГАЭС.

Выводы

1. Предложенный метод в отличие от существующих позволяет более строго и обоснованно выбрать оптимальный режим работы ГАЭС недельного цикла регулирования в энергосистеме и приводит к экономии топлива.

2. Предложенный метод может быть использован в проектной практике для выявления затрат по топливной составляющей при обосновании целесообразности ввода ГАЭС суточно-недельного цикла в энергосистему.

3. Для более достоверных результатов на перспективу необходимо провести тщательные исследования по части прогнозирования графиков нагрузки на субботные и воскресные дни.

ЕрПИ им. К. Маркса

10.1.1981

Հ. Ա. ԲՈՒԻՆԱԶՅԱՆ, Մ. Գ. ՀԱՅՐԱԳԵՏՅԱՆ

ՇԱՐԱԹԱԿԱՆ ԿԱՆՈՆԱՎՈՐՄԱՆ ՀԱՒԿ-Ի ԱՇԽԱՏԱՆՔԻ ՈՊՏԻՄԱԼ ՌԵՃԻՄԻ ԸՆՏՐՈՒՄԸ ԷՆԵՐԳՈՋԱՄԱԿԱՐԳՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ո մ

Դիտարկվում է բարդ էներգոհամակարգում շարաթական ցիկլով կանոնավորման ՀԱԷԿ-ի աշխատանքի օպտիմալ ռեժիմի ընտրման խնդիրը: Բերվում է խնդրի դրվածքը՝ հաշվի առնելով իրական սահմանափակումները, որոնք դրվում են էներգոհամակարգի և առանձին կայանների վրա: Տրվում է խնդրի մաթեմատիկական մեկնաբանումը և էներգոհամակարգում ՀԱԷԿ-ի աշխատանքի օպտիմալ ռեժիմի պայմանի գույք բերումը: Համառոտակի շարադրվում է խնդրի ալգորիթմը և բերվում թվային օրինակ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Буркачян Г. А. Оптимизация режимов работы сложных энергосистем с ГАЭС.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1971, т. XXIV, № 6, с. 28—33.
2. Горнштейн В. М. Наилучшие режимы работы гидроэлектростанций в энергетических системах.— М.: Госэнергоиздат, 1959.— 248 с.
3. Кароль Л. А. Гидравлическое аккумулятивное энергии.— М. Энергия, 1976.— 169 с.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

А. И. ЦАТУРЯН, В. М. МИНЯЯЛО, А. А. ТОРУНЯН

ВЛИЯНИЕ ЧАСТОТЫ НА ГРАВИТАЦИОННОЕ ИСТЕЧЕНИЕ
СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ В ЭЛЕКТРИЧЕСКОМ ПОЛЕ

Для подачи сыпучих материалов и технологическое оборудование преимущественно используется их гравитационное истечение с регулируемым расходом при помощи движущихся рабочих органов [1]. Если для абразивных и химически активных сыпучих материалов наличие движущихся рабочих органов обуславливает снижение эксплуатационных показателей оборудования, то для зерновой массы, из-за механического повреждения частиц, ухудшается качество перерабатываемого материала [2]. Одним из путей решения вопроса является управление гравитационным истечением сыпучих материалов, воздействуя на них электрическим полем [3], которое осуществляется за счет преобразования энергии поля в работу сил трения. Анализ механизма гравитационного истечения сыпучих материалов в электрическом поле [4] позволяет заключить, что сила взаимодействия между электрическим полем и совокупностью частиц существенно зависит от характера изменения поля во времени и, в частности, от частоты [5]. Выявление количественных характеристик этого процесса необходимо как для его практического использования, так и расширения существующих представлений о механизме гравитационного истечения сыпучих материалов в электрическом поле.

Экспериментальные исследования влияния частоты электрического поля на истечение сыпучего материала проведены для системы плоских электродов 1 и 2 (рис. 1), установленных под бункером 3. Конструктивные параметры электродной системы и бункера определены в предварительных опытах и составили: $\beta = 90^\circ$; $\delta = 1,5$ мм; длина выпускной щели $a = 170$ мм.

Электрическая схема установки (рис. 1) содержит генератор синусоидального напряжения ГЗ-39, выход которого через усилитель подключен к первичной обмотке высоковольтного трансформатора Т1. Электроды 1 и 2 подключены ко вторичной обмотке трансформатора. Ток через питатель определялся по падению напряжения на образцовом сопротивлении R_0 . Падение напряжения измерялось вольтметром ВЗ-38, а напряжение на вторичной обмотке Т1 — вторым вольтметром ВЗ-38, подключенным через делитель R_1, R_2 . Трансформатор Т1 снабжен до-

разнительной низковольтной обмоткой, к которой подключен частотомер ЧЗ-35А и осциллограф С1-70.

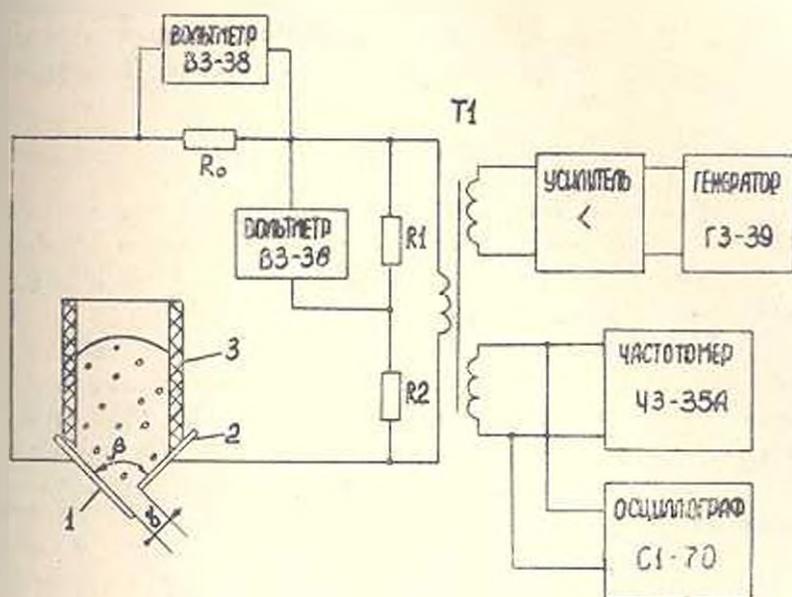


Рис. 1. Принципиальная электрическая схема экспериментальной установки с вертикальным разрезом питателя.

В качестве объекта исследований выбрана семенная масса табака влажностью 5,4% ... 10,2%, которая практически монодисперсная, ее частицы имеют форму, близкую к эллипсоиду вращения (размеры полуосей 0,62 мм и 0,38 мм) и обладают хорошей сыпучестью.

Результаты экспериментов обобщены в виде расходных характеристик-зависимостей расхода Q от напряжения U на электродах и представлены на рис. 2 и 3 для двух значений влажности.

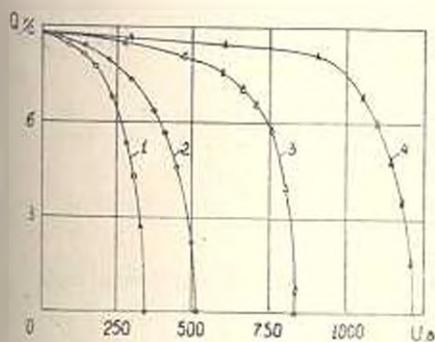


Рис. 2. Расходные характеристики при различных частотах электрического поля для табачных семян влажности 5,4%; 1 — 0 Гц; 2 — 50 Гц; 3 — 500 Гц; 4 — 5000 Гц.

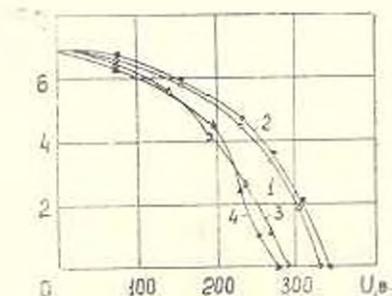


Рис. 3. Расходные характеристики при различных частотах электрического поля для табачных семян влажности 10,2%; 1 — 0 Гц; 2 — 50 Гц; 3 — 500 Гц; 4 — 5000 Гц.

Основываясь на существующие представления о механизме истечения сыпучих материалов в электрическом поле [4], можно выдвинуть рабочую гипотезу о том, что степень механического проявления взаимодействия определяется вращающим моментом, являющимся результатом взаимодействия поляризованной частицы и поля. Последний может быть представлен в виде

$$M(t) = K_u \cdot E(t) \cdot P(t) \cdot \sin \alpha, \quad (1)$$

где $E(t)$ и $P(t)$ — мгновенные значения напряженности неискаженного сыпучим материалом электрического поля и дипольного момента поляризации частицы; K_u — некоторый коэффициент; α — угол между главной осью эллипсоида и напряженностью поля.

В (1) $E(t)$ определяется решением электростатической задачи. Вычисление $P(t)$ является более сложной задачей и возможно при определенных упрощающих допущениях и приближениях. Для случая однородного поля с регулярным распределением неконтактирующих и сорсентрированных эллипсоидальных частиц, известен результат [6]:

а) при постоянном поле E_0 —

$$P(t) = V \cdot \epsilon_2 \left[(m - n) e^{-\frac{t}{\tau}} + n \right] \cdot E_0; \quad (2)$$

б) при синусоидальном поле $E_0 = E_{0m} \cdot \sin(\omega t + \psi_0)$,

$$P(t) = V \cdot \epsilon_2 \cdot n \sqrt{\frac{1 + \omega^2 \theta^2}{1 + \omega^2 \tau^2}} \cdot E_{0m} \sin(\omega t + \psi_0 - \alpha) - \\ - V \cdot \epsilon_2 \cdot n \frac{\tau - \theta}{\tau \sqrt{1 + \omega^2 \tau^2}} e^{-\frac{t}{\tau}} \cdot E_{0m} \sin(\psi_0 - \nu). \quad (3)$$

В (2) и (3) сделаны следующие обозначения:

$$m = \frac{\epsilon_1 - \epsilon_2}{\epsilon_2 + (\epsilon_1 - \epsilon_2)(1 - f)N}; \quad n = \frac{\gamma_1 - \gamma_2}{\gamma_2 + (\beta_1 - \gamma_2)(1 - f)N}; \quad (4)$$

$$\alpha = \frac{\epsilon_2 + (\epsilon_1 - \epsilon_2)(1 - f)N}{\gamma_2 + (\gamma_1 - \gamma_2)(1 - f)N}; \quad \theta = \frac{\epsilon_1 - \epsilon_2}{\gamma_1 - \gamma_2}; \quad (5)$$

$$\nu = \arctg \omega \tau; \quad \alpha = \arctg \omega \frac{\tau - \theta}{1 + \omega^2 \tau^2}. \quad (6)$$

где V — объем частицы; ϵ_1 , ϵ_2 и γ_1 , γ_2 — абсолютные диэлектрические проницаемости и удельные электрические проводимости частицы и среды; N — коэффициент деполаризации эллипсоида вдоль главной оси, f — объемная концентрация сыпучего материала; ω — угловая частота поля; ψ_0 — начальная фаза; t — длительность воздействия поля.

Для семенной массы, применительно к процессу ее гравитационного истечения в электрическом поле, в выражениях (2) и (3) можно оперировать членами, характеризующими установившийся режим, т. е.

$l \gg \tau$. Последнее условие обусловлено тем, что время воздействия поля даже при малых значениях напряжения (менее 100 В) всегда больше 0,04 с независимо от плазности, тогда как постоянная релаксации на два порядка меньше. Для установившегося режима вращающий момент электрического поля с учетом (2) и (3) можно представить выражениями:

а) при постоянном поле E_0 —

$$M(t) = K_u \cdot V \cdot \varepsilon_2 \cdot n \cdot E_0^2 \sin \alpha; \quad (7)$$

б) при синусоидальном поле $E_{0m} = \sqrt{2} E_0$ —

$$M(t) = K_u \cdot V \cdot \varepsilon_2 \cdot n \sqrt{\frac{1 + \omega^2 \tau^2}{1 + \omega^2 \tau_1^2}} \cdot 2E_0 \sin(\omega t + \psi_e - \alpha) \sin(\omega t + \psi_e) \sin \alpha. \quad (8)$$

Из (8) следует, что вращающий момент в синусоидальном электрическом поле во времени изменяется по величине и направлению. При $\alpha = 0$ $M(t)$ всегда является положительным и в этом случае имеет место максимальное влияние поля на сыпучий материал. Для случаев $\alpha > 0$ механическое проявление обусловлено разностью средних значений положительного и отрицательного моментов, т. е.

$$M = |\bar{M}_{(+)}| - |\bar{M}_{(-)}|. \quad (9)$$

Проанализируем переменный множитель в (8):

$$\Phi = \sin(\omega t + \psi_e - \alpha) \cdot \sin(\omega t + \psi_e). \quad (10)$$

Из (10) очевидно, что за время одного периода

$$\Phi > 0 \quad \text{при} \quad \pi + \pi k < \omega t + \psi_e < \pi(k+1),$$

$$\Phi < 0 \quad \text{при} \quad \pi k < \omega t + \psi_e < \pi k + \pi,$$

где $k = 0, 1, 2, 3, \dots$

Интегрируя (10) в указанных пределах, определим средние значения:

$$\bar{\Phi}_{(+)} = \frac{(\pi - \alpha) \cos \alpha + \sin \alpha}{2\pi}; \quad \bar{\Phi}_{(-)} = \frac{\alpha \cos \alpha - \sin \alpha}{2\pi},$$

разность которых

$$\bar{\Phi} = |\bar{\Phi}_{(+)}| - |\bar{\Phi}_{(-)}| = \frac{\cos \alpha}{2}.$$

С учетом значения $\bar{\Phi}$ выражение (8) представим для среднего значения вращающего момента

$$\bar{M} = K_u \cdot V \cdot \varepsilon_2 \cdot n E_0^2 \sin \alpha \cdot \gamma, \quad (11)$$

где

$$\gamma = \sqrt{\frac{1 + \omega^2 \tau^2}{1 + \omega^2 \tau_1^2}} \cos \alpha.$$

В отличие от постоянного, при синусоидальном электрическом поле вращающий момент определяется множителем η , значения которого представлены в табл. ($N = 0,24$, $f = 0,5$).

Таблица

Параметры	Влажность, %		
	5,4	7	10,2
γ_1 см/м	$5,6 \cdot 10^{-8}$	$32 \cdot 10^{-8}$	$280 \cdot 10^{-8}$
ϵ_1, ϵ_2	4,3	7,5	21,8
Значения η при	0 Гц	1	1
	50 Гц	0,92	1
	500 Гц	0,39	0,8
	5000 Гц	0,28	0,46

Из представленных данных очевидно, что влажность материала в постоянном электрическом поле не оказывает влияния на величину вращающего момента, т. к. всегда $\gamma_1 \gg \gamma_2$ и $n \approx 1$, независимо от влажности. Такая тенденция с точностью 10% прослеживается из экспериментальных данных (кривые 1 на рис. 2, 3). В синусоидальном поле вращающий момент меньше ($\eta < 1$), чем в постоянном и зависит от частоты поля и влажности материала. С увеличением влажности увеличиваются диэлектрическая проницаемость и удельная проводимость. Увеличение проводимости является доминирующим, поэтому постоянная релаксации уменьшается. Увеличение влажности в итоге приводит к увеличению вращающего момента, степень которого зависит от абсолютной величины момента. При частоте 50 Гц и влажности 5,4% значение вращающего момента ($\eta = 0,92$) близко своему предельному значению ($\eta = 1$), поэтому повышение влажности слабо влияет на величину момента. Подобный характер изменения взаимодействия электрического поля с сыпучим материалом при частоте 50 Гц следует также из экспериментальных данных. Для иллюстрации этого соответствия приведем теоретические значения η и экспериментальные значения напряжения запирания для различных влажностей: $U_{зап} = 550$ В ($\eta = 0,92$); $U_{зап} = 365$ В ($\eta = 1$); $U_{зап} = 330$ В ($\eta = 1$).

С повышением частоты электрического поля влияние влажности материала на степень взаимодействия усиливается. Указанные выше показатели составляют для 500 Гц — 850 В (0,39), 350 В (0,8), 290 В (1), а для 5000 Гц — 1200 В (0,28), 400 В (0,46), 280 В (0,81).

Из полученных результатов следуют две основные закономерности, согласующиеся с теоретическими представлениями [6] и подтверждающие правомерность принятой рабочей гипотезы:

а) с увеличением влажности уменьшается влияние частоты электрического поля на расходные характеристики гравитационного истечения сыпучего материала;

б) с увеличением частоты электрического поля ослабляется механическое проявление его взаимодействия с сыпучим материалом.

Ի. Ա. ԾԱՏՈՒՐՅԱՆ, Վ. Մ. ԻՆՆԱՅԻՆ, Ա. Ա. ՔՈՌՈՒՆՅԱՆ

ՀԱՃԱՆԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ԱՉԳԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ԳԱՇՏՈՒՄ
ՍՈՐՈՒՆ ՆՅՈՒԹԵՐԻ ԳՐԱՎԻՏԱՅԻՆ ՀՈՍՔԻ ՎՐԱ

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Ուսումնասիրված է տարբեր հաճախականության էլեկտրական դաշտի ազդեցությունը սորուն գիելեկտրիկական նյութերի գրավիտացիոն հոսքի վրա: Քերված են սարքեր խոնավություն ունեցող նյութի ծախսի կախվածությունը տարբ էլեկտրոդների նկատմամբ կիրառված լարման հաճախականությունից: Ամպլիտուդից: Ցույց է տրված, որ դաշտի հաճախականության սահմանային արժեքից ավելացումը թուլացնում է նրա փոխազդեցությունը գրավիտացիոն հոսող նյութի հետ, իսկ նյութի հաղորդականության ավելացման ժամանակ այդ փոխազդեցությունը ուժեղանում է: Որոշված են ծխախոտի սերմերի սահմանային հաճախականությունների արժեքները՝ 20...30 հերց, 100...150 հերց և 400...600 հերց, որոնք համապատասխանում են սերմերի հետևյալ խոնավություններին՝ 5,4%, 7% և 10,2%:

Սորուն գիելեկտրիկ նյութի ծավալում բևեռացման էրևույթների բնութագրերի հիման վրա առաջարկված է մեխանիկական փոխազդեցության վերլուծությունը: Այդ վերլուծության էությունը կայանում է նրանում, որ նշված փոխազդեցության աստիճանը որոշվում է միջէլեկտրոդային տարածության մեջ սորուն նյութի բևեռացման արագությունով:

Л И Т Е Р А Т У Р А

- 1 Орлов С. П. Дозирующие устройства.— М.: Машиностроение, 1966.— 285 с.
- 2 Прищеп Л. Г., Цатурян А. И. Электрические явления в сыпучих средах и их применение.— Механизация и электрификация сельского хозяйства, 1980, № 1, с. 32—36.
- 3 А.С. 517798 (СССР). Способ дозирования сыпучих материалов. А. И. Цатурян, А. А. Торунян.— Опубл. в Б. И., 1976, № 22.
- 4 Цатурян А. И. О механизме гравитационного истечения сыпучих материалов в электрическом поле.— Электричество, 1980, № 6, с. 51—53.
- 5 А.С. 731299 (СССР). Способ дозирования сыпучих материалов. А. И. Цатурян, М. С. Захарян.— Опубл. в Б. И., 1980, № 16.
- 6 Карапетян М. А. Электрическое поле в неоднородном диэлектрике, смоделированном монодисперсной системой.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1975, т. XXVIII, № 1, с. 18—25.

ГИДРАВЛИКА

Օ. Վ. ТОКМАԼՅԱՆ

НЕРАВНОМЕРНОЕ ДВИЖЕНИЕ ЖИДКОСТИ
 В БЕЗНАПОРНЫХ ТРУБАХ КРУГЛОГО СЕЧЕНИЯ

В дорожных трубах, безнапорных тоннелях, канализационных и подопроводных безнапорных трубах, городских ливневых водостоках, конических круглых насадках, диффузорах, консольных водосбросах круглого сечения и т. д. часто имеет место неравномерное движение жидкости. Построение кривой свободной поверхности в указанных случаях, а также установление характера движения жидкости имеет важное значение для определения размеров сооружений.

Дифференциальное уравнение неравномерного движения жидкости в непризматических руслах согласно [1] имеет вид:

$$\frac{dh}{dl} = \frac{i_0 - \frac{Q^2}{\omega^2 C^2 R} \left[1 - \frac{\alpha C^2 R}{g \omega} \frac{d\omega}{dl} \right]}{1 - \frac{\alpha Q^2}{g \omega^4} \frac{d\omega}{dh}}, \quad (1)$$

где h , l — глубина и произвольное расстояние вдоль потока; i_0 — геометрический уклон русла; Q — расход; ω — площадь живого сечения; R — гидравлический радиус; α — коэффициент кинетической энергии; g — ускорение силы тяжести; C — коэффициент Шези.

В реальности живые сечения представляют собой усеченные сферические поверхности. Однако, при небольших углах конусности, движение можно рассматривать плавно-изменяющимся с плоскими живыми сечениями.

Для интегрирования дифференциального уравнения неравномерного движения жидкости в трубах круглого сечения с помощью ЭВМ преобразуем (1) введением новой переменной φ (рис. 1). Гидравлические и геометрические параметры будут:

$$\begin{aligned} \beta &= \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}; \quad r = \beta l; \quad h = \beta l (1 - \cos \varphi); \quad \omega = \beta^2 l^2 \left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right); \\ \gamma &= 2\beta l \varphi; \quad R = \beta l \left(\frac{1}{2} - \frac{\sin 2\varphi}{4\omega} \right); \quad B = \frac{d\omega}{d\varphi} = 2\beta l \sin \varphi; \\ C &= \frac{1}{h} \beta^{\gamma} l^{\gamma} \left(\frac{1}{2} - \frac{\sin 2\varphi}{4\varphi} \right)^{\gamma}; \quad \frac{d\omega}{dl} = 2\beta^2 l \left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right). \end{aligned} \quad (2)$$

где ψ — угол конусности.

Представим полный дифференциал $\frac{dh}{dl}$ в виде:

$$\frac{dh}{dl} = \frac{\partial h}{\partial l} + \frac{\partial h}{\partial \varphi} \frac{d\varphi}{dl} \quad (3)$$

При $h = \beta l (1 - \cos \varphi)$ выражение (3) можно записать:

$$\frac{dh}{dl} = \beta (1 - \cos \varphi) + \beta l \sin \varphi \frac{d\varphi}{dl} \quad (4)$$

Уравнение (1) в непризматических трубах круглого сечения примет вид:

$$\frac{d\varphi}{dl} = - \frac{1 - \cos \varphi}{l \sin \varphi} + \frac{i_0 \frac{Q^2 n^2 \left[1 - \frac{2\alpha}{gn^2} \beta^{1+2y} l^{2y} \left(\frac{1}{2} - \frac{\sin 2\varphi}{4\varphi} \right)^{1+2y} \right]}{\beta^{5+2y} l^{2y} \left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right)^2 \left(\frac{1}{2} - \frac{\sin 2\varphi}{4\varphi} \right)^{1+2y}}}{\beta l \sin \varphi \left[1 - \frac{2\alpha Q^2}{g} \frac{\sin \varphi}{\beta^{3/2} \left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right)^2} \right]} \quad (5)$$

Большое практическое значение имеет решение указанного дифференциального уравнения в переходных участках гидротехнических сооружений. Граничные условия в этом случае диктуются условиями движения сопрягающих участков. В призматических участках ($r = \text{const}$) полный дифференциал $\frac{dh}{dl}$ при $h = r (1 - \cos \varphi)$ представляется в виде:

$$\frac{dh}{dl} = r \sin \varphi \frac{d\varphi}{dl} \quad (6)$$

и дифференциальное уравнение неравномерного движения жидкости будет:

$$\frac{d\varphi}{dl} = \frac{i_0 \frac{Q^2 n^2}{r^{5+2y} \left[\left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right)^2 \left(\frac{1}{2} - \frac{\sin 2\varphi}{4\varphi} \right)^{1+2y} \right]}}{r \sin \varphi \left[1 - \frac{2\alpha Q^2}{gr^2} \frac{\sin \varphi}{\left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right)^3} \right]} \quad (7)$$

В. Т. Чоу [2] приводил формы кривых свободных поверхностей в призматических закрытых подводах. Однако, им не рассмотрен слу-

чай, когда равномерного движения в водоводе существовать не может ($Q > Q_{p \max}$, где $Q_{p \max}$ — максимальный расход равномерного движения). В этом случае движение в трубе будет частично напорным, частично безнапорным. Граничные условия в контрольном сечении диктуются гидравлическими условиями русла вне водовода. Когда поток выходит из водовода критической глубиной, граничным условием задачи является критическая глубина, соответствующий угол которой определяется уравнением:

$$\frac{\alpha Q^2}{g} = \frac{r^3 \left(\varphi_{кр} - \frac{\sin 2\varphi_{кр}}{2} \right)^3}{2 \sin \varphi_{кр}} \quad (8)$$

Точку отрыва, откуда движение жидкости от напорного переходит в безнапорное, можно получить интегрированием дифференциального уравнения неравномерного движения жидкости до $\varphi = \pi$.

Число Фруда, определяющееся уравнением

$$Fr = \frac{\alpha Q^2}{g} \frac{B}{v^3} \quad (9)$$

вблизи области отрыва стремится к нулю и $\frac{dh}{dl}$ принимает значение:

$$\frac{dh}{dl} = l_0 \left(1 - \frac{Q^2}{Q_n^2} \right) \quad (10)$$

где Q_n — расход при полном наполнении.

Интегрирование дифференциальных уравнений (5) и (7) производится по методу Рунге-Кутты на ЭВМ.

В зоне «b» кривая свободной поверхности является кривой спада, а в зоне «с» — кривой подпора, которая теоретически продолжается до критической глубины. В действительности, при коротких трубах, когда $l < l_{кр}$ ($l_{кр}$ — длина до сечения, где глубина потока становится критической), поток выходит из конца трубы глубиной, меньше критической.

При длинных трубах и $Q > Q_{p \max}$ образуется гидравлический прыжок, после чего движение становится напорным и поток протекает по полному сечению трубы. Прыжковая функция в указанных случаях принимает следующий вид:

$$\pi(h) = \frac{\alpha Q^2}{gr^2 \left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right)} + \frac{r^3 \left(\varphi - \frac{\sin 2\varphi}{2} \right) \left(\frac{\varphi \cos \varphi}{2} - \frac{\sin^3 \varphi}{3} - \frac{\cos \varphi \sin 2\varphi}{4} \right)}{\frac{\sin 2\varphi}{4} - \frac{\varphi}{2}} \quad (11)$$

а при полном наполнении ($\varphi = \pi$):

$$\pi(h) = \frac{\alpha Q^2}{K \pi r^2} + \pi r^2. \quad (12)$$

Это справедливо также для труб горизонтальных и с обратным уклоном.

Пример. Гидротехническая тоннель круглого сечения кончается расширяющимся участком длиной $l = 30$ м. Построить кривые свободной поверхности, определить места отрыва потока от потолка и построить графики прыжковой функции для призматического участка при двух расходах $Q_1 = 66 \text{ м}^3/\text{с}$, $Q_2 = 179 \text{ м}^3/\text{с}$ и следующих нижеуказанных данных: $i_0 = 0,0005$; $r_0 = 3,1$ м; $\beta = 0,0875$, $n = 0,017$, $y = 1/6$.

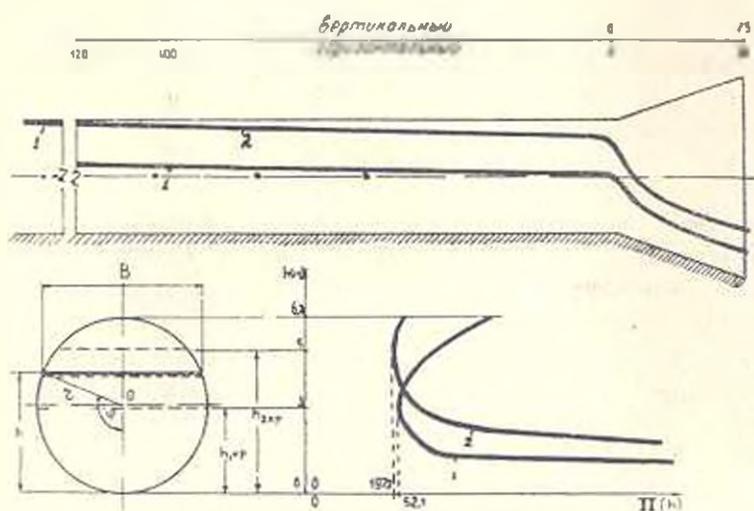


Рис. 1.

Таблица

$Q_1 = 66 \text{ м}^3/\text{с}$		$Q_2 = 179 \text{ м}^3/\text{с}$	
$l, \text{ м}$	$h, \text{ м}$	$l, \text{ м}$	$h, \text{ м}$
-8000	6,2	-120	6,2
-6000	5,89	-100	6,11
-4000	5,52	-80	5,99
-3000	5,3	-60	5,85
-2000	5,01	-40	5,69
-1000	4,57	-20	5,49
0	3	0	5
+10	1,88	+10	3,28
+20	1,58	+20	2,78
+30	1,4	+30	2,47

При переходе от призматического участка в непризматический движение от спокойного перейдет в бурное. В конце призматического участка образуется критическая глубина. Для нашей задачи при расходе $Q_1 = 66 \text{ м}^3/\text{с}$ получаем $\varphi_{1 \text{кр}} = 1,538$ ($h_{1 \text{кр}} = 3 \text{ м}$), а при расходе $Q_2 = 179 \text{ м}^3/\text{с}$ — $\varphi_{2 \text{кр}} = 2,231$ ($h_{2 \text{кр}} = 5 \text{ м}$).

На рис. и в табл. приведены кривые свободной поверхности для вышеуказанных данных в призматических и непризматических участках и графики прыжковой функции для призматического участка.

ЕрПИ им. К. Маркса

3. II. 1982

Հ. Վ. ՅՈՒՄԱՋՅԱՆ

ՀԵՂՈՒԿՆԵՐԻ ԱՆՀԱՎԱՍԱՐԱԶՁԱՓ ՇԱՐԺՈՒՄԸ ԿՂՈՐ ԿՏՐՎԱՅՔՈՎ ՈՉ ՃՆՇՈՒՄԱՅԻՆ ԽՈՂՈՎԱԿՆԵՐՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ու մ

Ստացված է կլոր կտրվածքով ոչ ճնշումային պրիզմատիկ ու ոչ-պրիզմատիկ խողովակների համար հեղուկների անհամասարաչափ շարժման դիֆերենցիալ համասարումը և ինչպես նաև թռիչքի ֆունկցիայի համասարումը պրիզմատիկ խողովակների համար:

Բերվում են ազատ մակերևույթի կորերի հնարավոր տեսքերը այն դեպքի համար, երբ խողովակում նորմալ խորութուն գոյութուն ունենալ չի կարող: Դիֆերենցիալ համասարումը ինտեգրվում է էՂՄ-ի միջոցով: Լուծված է թվային օրինակ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

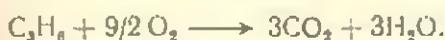
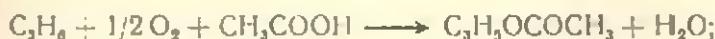
1. Чертоусов М. Д. Гидравлика (спец. курс).— М.: Госэнергоиздат.— 44 с.
2. Чоу В. Т. Гидравлика открытых каналов.— М.: Строиниздат, 1969, с. 160—162.

ГИДРАВЛИКА

С. С. ХАЧАТРЯН, Г. Г. МАРДЖАНЫАН, Р. Г. АЛМОЯН, Г. А. МАРТИРОСЯН

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ПАРОФАЗНОГО СИНТЕЗА
 АЛЛИЛАЦЕТАТА

Согласно [1], реакция на палладий-медь-ацетатном катализаторе в паровой фазе протекает по параллельной схеме:



Процесс характеризуется изменением активности каталитической системы во времени. Кинетическая модель таких процессов, которые протекают в аппарате с гидродинамическим режимом движения потока, близким к режиму идеального вытеснения, представляет собой систему квазилинейных дифференциальных уравнений в частных производных гиперболического типа:

$$\frac{\partial C_1}{\partial t} = \frac{P}{v} \theta \frac{2K_1(T)K_2(T)f_1(C_1, C_2)f_2(C_1, C_2)}{2K_1(T)f_1(C_1, C_2) + K_2(T)f_2(C_1, C_2)}; \quad (1)$$

$$\frac{\partial C_2}{\partial t} = \frac{P}{v} \theta \frac{2K_1(T)K_2f_1(C_1, C_2)}{2K_1(T)f_1(C_1, C_2) + K_2(T)f_2(C_1, C_2)}; \quad (2)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -K_1(T)\theta. \quad (3)$$

с краевыми условиями

$$C_1(0, t) = C_1^0(t), \quad C_2(0, t) = C_2^0(t), \quad \theta(t, 0) = \theta_n(t),$$

где

$$f_1(C_1, C_2) = C_0^0 - \frac{1}{2}(C_1 - C_1^0) - \frac{3}{2}(C_2 - C_2^0);$$

$$f_2(C_1, C_2) = C_0^0 - (C_1 - C_1^0) - \frac{1}{3}(C_2 - C_2^0);$$

C_1, C_2 — молярная концентрация аллилацетата АЛАС и двуокиси углерода CO_2 в реакционных газах, соответственно; $C_0^0, C_{C_3H_6}^0$ — молярная концентрация кислорода и пропилена в исходной парогазовой

смеси (ПГС); ν — молярная подача ПГС, $\text{кмоль}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$; l — текущая длина аппарата, м ; t — астрономическое время, час ; θ — коэффициент дезактивации каталитической системы; K_1, K_2, K_3 — константы скоростей отдельных стадий реакции. Проблема оптимизации заключается в выборе оптимальной температурной последовательности $T(l, t)$, молярной подачи ПГС ν и времени работы реактора в цикле работы катализатора t_u , обеспечивающих максимум выхода целевого продукта за цикл:

$$\max_{\nu, T, t_u} J(\nu, T, t_u) = \frac{1}{t_u + t_p + t_n} \int_0^{t_u} S \nu C_2(l, t) dt, \quad (4)$$

где t_u и t_p — время работы аппарата в цикле и регенерации катализатора, час ; t_n — время, необходимое для перехода от режима регенерации к режиму работы, час ; S — поперечное сечение трубки, м^2 , при выполнении ограничений:

$$T_{\min} \leq T(l, t) \leq T_{\max}; \quad \nu_{\min} \leq \nu \leq \nu_{\max}.$$

Физическое существование оптимума критерия (4) можно объяснить следующим образом: при малых значениях t_u суммарный выход за цикл будет мал, при больших же значениях t_u средний выход целевого продукта за цикл будет также небольшой из-за уменьшения производительности катализатора. Следовательно, выход АЛАС за цикл, независимо от времени пребывания, будет иметь максимум по t_u .

Характерной особенностью процесса является то, что на степень превращения кислорода X_{O_2} налагается ограничение типа равенства:

$$X_{O_2}(l, t) = \frac{C_{O_2}^0 - C_{O_2}(l, t)}{C_{O_2}^0} = \gamma = 0,66. \quad (5)$$

Решение задачи оптимизации при наличии ограничения (5) проводилось с помощью «метода штрафов» [2]. Идея метода состоит в том, чтобы сконструировать такую функцию $J_2(\nu, T, t_u)$, которая бы резко возрастала при выходе точки, соответствующей аргументам функции, из области D , где удовлетворяется требование (5). Таким образом, вместо функционала J для максимизации взят вспомогательный функционал J_2 :

$$\max_{\nu, T, t_u} J_2(\nu, T, t_u) = \frac{1}{t_u + t_p + t_n} \int_0^{t_u} S \nu C_2(l, t) dt - \lambda \int_0^{t_u} |X_{O_2}(l, t) - \gamma|^2 dt. \quad (6)$$

После соответствующих преобразований получаем:

$$\max_{\nu, T, t_u} J_2(\nu, T, t_u) = \int_0^{t_u} \frac{S \nu}{t_u + t_p + t_n} \{ C_2(l, t) - \lambda [C_2(l, t) + 3C_2(l, t) - 2C_{O_2}^0 \gamma]^2 \} dt. \quad (7)$$

Для решения задачи применен двухуровневый метод оптимизации. На верхнем уровне осуществляется поиск переменных γ и t_u с помощью метода наискорейшего спуска [3]. На нижнем уровне, для найденных значений γ и t_u с помощью принципа максимума Понтрягина выбирается оптимальное управление.

Критерий оптимизации (7) при этом будет иметь вид:

$$\max_{\gamma} J_{\gamma}(T) = \int_0^{t_u} \frac{S\gamma}{t_u + t_p + t_n} |C_1(L, t) - \alpha |C_1(L, t) + 3C_2(L, t) - 2C_{0, \gamma}^0|^2 dt = \int_0^{t_u} \Phi(C_1, C_2(T)) dt, \quad (8)$$

а функция Понтрягина и система сопряженных уравнений —

$$H = \frac{P}{\gamma} \theta \frac{2K_3 f_1}{2K_1 f_1 + K_3 f_2} (\psi_1 K_3 f_2 + \psi_2 K_4 f_1) - \psi_2 K_4 \theta; \quad (9)$$

$$\frac{\partial \psi_1}{\partial t} = \frac{P\theta/\gamma}{(2K_1 f_1 + K_3 f_2)^2} \{ \psi_1 (4K_1^2 K_3 f_1^2 + K_1 K_3^2 f_2^2) + \psi_2 [4K_1^2 K_4 f_1 + 2K_1 K_3 K_4 f_2 - 2K_1 K_4 (K_1 + K_3) f_1^2] \}; \quad (10)$$

$$\frac{\partial \psi_2}{\partial t} = \frac{P\theta/\gamma}{(2K_1 f_1 + K_3 f_2)^2} \left\{ \psi_1 \left(\frac{4}{3} K_1^2 K_3 f_1^2 + 3K_1 K_3^2 f_2^2 \right) + \psi_2 \left[12K_1^2 K_4 f_1 + 6K_1 K_3 K_4 f_2 - \frac{2}{3} K_1 K_4 (K_1 + K_3) f_1^2 \right] \right\}; \quad (11)$$

$$\frac{\partial \psi_2}{\partial t} = \psi_2 K_4 - \frac{P/\gamma}{2K_1 f_1 + K_3 f_2} (\psi_1 2K_1 K_3 f_1 f_2 - \psi_2 2K_1 K_4 f_1^2), \quad (12)$$

с красными условиями:

$$\psi_1(L, t) = \frac{\partial \Phi}{\partial C_1} = S \frac{\gamma}{t_u + t_p + t_n} [1 - 2\alpha |C_1(L, t) + 3C_2(L, t) - 2C_{0, \gamma}^0|];$$

$$\psi_2(L, t) = \frac{\partial \Phi}{\partial C_2} = -6S \frac{\gamma}{t_u + t_p + t_n} \alpha |C_1(L, t) + 3C_2(L, t) - 2C_{0, \gamma}^0|];$$

$$\psi_2(L, t_u) = \frac{\partial \Phi}{\partial \theta} = 0.$$

Алгоритм решения задачи реализуется следующим образом.

1. Задаются исходными значениями γ и t_u .

2. Решается задача выбора $T^{opt}(t, t)$ с помощью принципа максимума, которая позволяет свести оптимальную задачу к краевой для системы дифференциальных уравнений и частных производных. Вначале интегрируются уравнения (1) и (2) по l , затем уравнение (3) по t .

При этом значения C_1 , C_2 и θ сохранялись по (l, t) . Далее, обратно интегрируются уравнения (10) — (12) и на каждом шаге интегрирования определяется $T(l, t)$ из условия достижения максимума функции Понгрягина (9). Максимум функции H находился методом простого перебора температуры в интервале (T_{\min}, T_{\max}) с шагом $0,5^\circ$. Итерационная процедура продолжается до обеспечения сходимости по $T(l, t)$.

3. Используя направленный перебор по v и t_u , повторяется этап 2

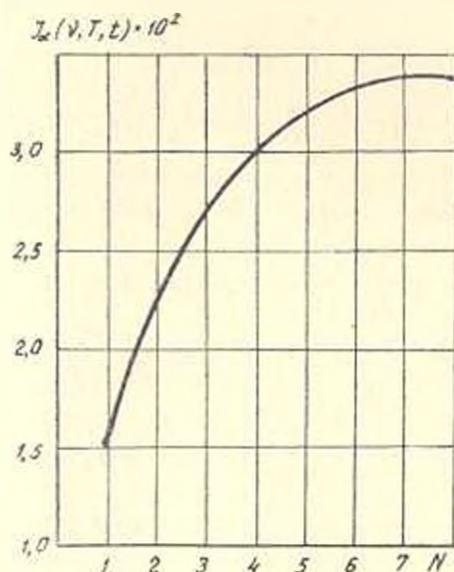
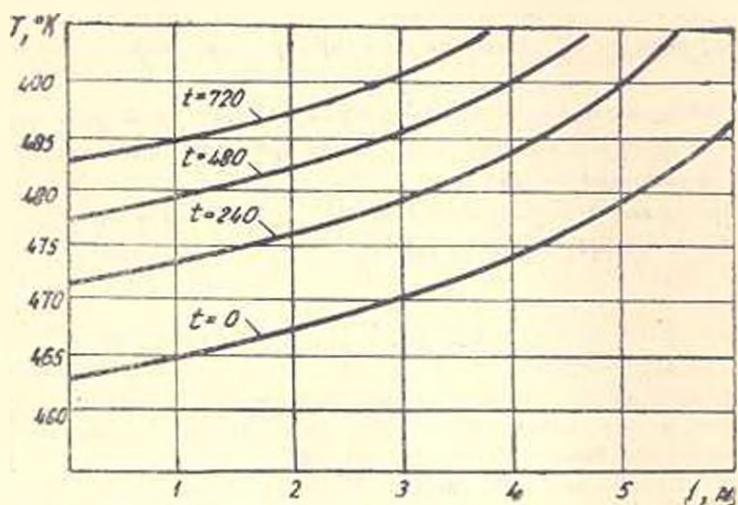


Рис. 1.

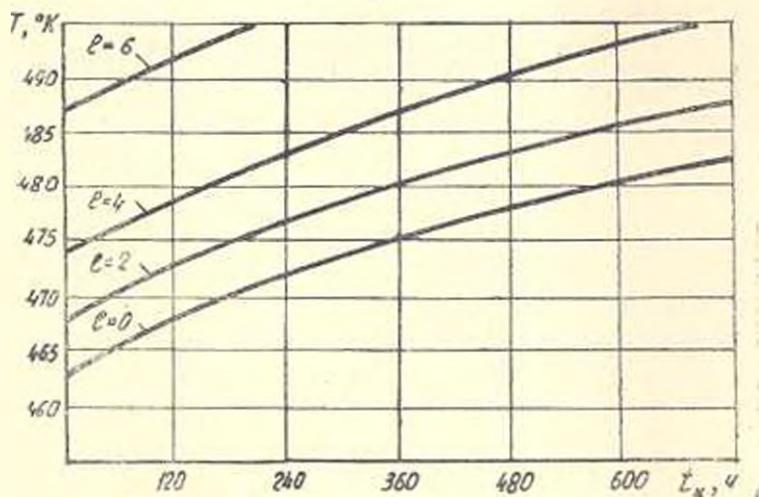
Задача решалась на ЭВМ ЕС-1022 на языке программирования PL/I. С целью экономии затрат машинного времени первоначальный профиль $T(l, t)$ задавался в виде монотонно возрастающей функции. Зависимость величины функционала (8) от номера итерации приведена на рис. 1. Результаты оптимизации показали, что оптимальными являются: $t_u = 720$ ч. и $v = 800$ кмоль/м²ч.а, что для выбранного диаметра трубки соответствует линейной скорости ПГС $U = 0,8$ м/с. При этом перепад давления по высоте чернистого слоя пренебрежимо мал по сравнению с общим давлением системы. Оптимальное распределение температуры $T(l, t)$ при v^{opt} и t_u^{opt} приведены на рис. 2.

Как видно из рисунков, характер оптимальной температурной последовательности по длине аппарата со временем изменяется сравнительно незначительно. В таких случаях процесс достаточно хорошо может быть реализован в трубчатом реакторе с внутренним теплообменом. На этом основании для процесса синтеза аллилацетата выбран кожухотрубчатый реактор со стационарным слоем катализатора в трубном пространстве и циркулирующей хладагента в межтрубном пространстве аппарата.

В результате оптимизации процесса сделан выбор типа реакционного аппарата, найдены оптимальное время работы аппарата в цикле работы катализатора t_n , линейная скорость ПГС U и определена оптимальная температурная стратегия ведения процесса во времени.



а



б

Рис. 2

ԱՂԻՒԱՅՆՏԱՏԻ ԳԱՐԱՅԱԶԱՅԻՆ ՍԻՆԹԵԶԻ ՊՐՈՑԵՍԻ ՕՊՏԻՄԱԼԱՑՈՒՄԸ

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Դիտարկված են արդյունաբերական օրգանական սինթեզում կարևոր մոնոմեր հանդիսացող ալիլացետատի սինթեզի պրոցեսի օպտիմալացման հարցերը:

Մշակված ոչ ստացիոնար կինետիկական մոդելի հիման վրա կատարված է քվադրատատիստիկական պրոցեսի օպտիմալացումը՝ կիրառելով երկմակարդակ օպտիմալացման մեթոդը:

Օպտիմիզացման արդյունքի հիման վրա կատարվել է ռեակտորի տիպի ընտրությունը և որոշվել են պրոցեսի օպտիմալ վարման պարամետրերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Марджанян Г. Г. и др. Кинетика реакции парофазного синтеза аллилацетата из пропилена и уксусной кислоты на палладий содержащих катализаторах.— Кинетика и катализ, 1980, т. XXI, № 3, с. 681—685.
2. Островский Г. М., Волин Ю. М. Методы оптимизации химических реакторов.— М.: Химия, 1967.— 245 с.
3. Бояринов А. И., Кафиров В. В. Методы оптимизации в химической технологии.— М.: Химия, 1969.— 564 с.
4. Сливко М. Г., Быков В. П. и др. Оптимизация каталитических процессов с изменяющейся активностью катализатора.— Проблемы кибернетики, М., вып. 27, 1973, с. 11—16.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Б. Е. ДЕНИСОВ, В. М. ДОРОФЕЕВ, О. К. ПОГОСЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК
 СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПО ДАННЫМ
 ИНЖЕНЕРНО-СЕЙСМОМЕТРИЧЕСКИХ СТАНЦИИ

Известно, что достаточно жесткие с небольшим количеством этажей здания часто могут быть представлены динамическими моделями упругих одномассовых осцилляторов, уравнение движения которых имеет вид [1]:

$$\ddot{y}(t) + 2\varepsilon\omega\dot{y}(t) + \omega^2 y(t) = -x(t), \quad (1)$$

где ω — частота осциллятора, а ε — коэффициент затухания в долях от критического. Если имеются синфазные во времени записи, характеризующие динамическое поведение основания здания и его покрытия в виде одного из трех кинематических параметров (смещения, скорости, ускорения), то для любого произвольного момента времени должно быть справедливо равенство

$$\ddot{y}(t_i) + 2\varepsilon\omega\dot{y}(t_i) + \omega^2 y(t_i) = -x(t_i). \quad (2)$$

Здесь $\ddot{y}(t_i)$, $\dot{y}(t_i)$, $y(t_i)$ — экспериментальные значения, соответственно, ускорения, скорости и смещения покрытия в момент времени t_i или вычисленные с помощью ЭВМ по одному из них, полученному экспериментально: $x(t_i)$ — значение ускорения основания в момент времени t_i .

Возьмем два произвольных момента времени t_1 и t_2 , для которых имеются соответствующие величины $\ddot{y}(t_1) = \ddot{y}_1$, $\ddot{y}(t_2) = \ddot{y}_2$, $\dot{y}(t_1) = \dot{y}_1$, $\dot{y}(t_2) = \dot{y}_2$, $y(t_1) = y_1$, $y(t_2) = y_2$, $x(t_1) = x_1$, $x(t_2) = x_2$. Для каждого из этих моментов времени можно записать равенства, аналогичные (2):

$$\ddot{y}_1 + 2\varepsilon\omega\dot{y}_1 + \omega^2 y_1 = -x_1; \quad \ddot{y}_2 + 2\varepsilon\omega\dot{y}_2 + \omega^2 y_2 = -x_2. \quad (3)$$

Если рассматривать их как уравнения относительно неизвестных $r = 2\varepsilon\omega$ и $q = \omega^2$, то совместное их решение позволяет определить динамические параметры r и q . Решение системы (3) имеет вид:

$$r = \frac{y_1(\ddot{x}_2 + \ddot{y}_2) - y_2(\ddot{x}_1 + \ddot{y}_1)}{y_1\dot{y}_2 - y_2\dot{y}_1}; \quad q = \frac{y_2(\dot{x}_1 + \dot{y}_1) - y_1(\dot{x}_2 + \dot{y}_2)}{y_1y_2 - y_2y_1}$$

Вводя обозначения

$$P_1 = y_1(x_2 + y_2) - y_2(x_1 + y_1), \quad P_2 = y_2(x_2 + y_1) - y_1(x_2 + y_2),$$

$$P_3 = y_1y_2 - y_2y_1,$$

для динамических параметров системы получаем;

$$2\varepsilon\omega = \frac{P_1}{P_3}; \quad \omega^2 = \frac{P_2}{P_3}. \quad (4)$$

Учитывая, что экспериментальные величины, которые используются для определения ω и ε , обладают определенным разбросом, т. е. имеем $y \pm \delta y$, $y \pm \delta y$, $y \pm \delta y$, $x \pm \delta x$, выражение (4) принимает вид:

$$\min \frac{P_1}{P_3} \leq 2\varepsilon\omega \leq \max \frac{P_1}{P_3}; \quad \min \frac{P_2}{P_3} \leq \omega^2 \leq \max \frac{P_2}{P_3}$$

или

$$\sqrt{\min \frac{P_2}{P_3}} \leq \omega \leq \sqrt{\max \frac{P_2}{P_3}},$$

$$\frac{\min \frac{P_1}{P_3}}{2\sqrt{\max \frac{P_2}{P_3}}} \leq \varepsilon \leq \frac{\max \frac{P_1}{P_3}}{2\sqrt{\min \frac{P_2}{P_3}}}.$$

В соответствии с приведенными выражениями были просчитаны интервалы для собственных периодов сооружений и коэффициентов затухания. На рис. 1 представлены гистограммы для собственных периодов системы и коэффициентов затухания для регистрации станций ИСС г. Еревана землетрясения 25.02.1978 г. Здание, на котором установлена станция ИСС, представляет собой шестиэтажное каменное жилое здание, имеющее три продольные несущие стены.

Построение гистограмм производилось для двух случаев ошибок определения и вычисления величин ускорений, скоростей и смещений. Как видно из рисунков, разрешающая способность в определении динамических коэффициентов слабо зависит от ошибок в рассматриваемом диапазоне.

Выбор конкретного значения периода собственных колебаний и отождествление его с периодом колебания сооружения в общем случае неоднозначный. Можно выбирать период собственных колебаний, соответствующий максимальной вероятности для моментов времени, относящихся к наиболее интенсивному движению, в этом случае такой период будет хорошо описывать работу сооружения при интенсивных воздействиях.

Выбор значений периодов собственных колебаний сооружения осуществляется из гистограмм, подобных изображенным на рис. 1, и для

выбранных таким образом величин строятся соответствующие им гистограммы величин ε с использованием формул перехода

$$T_0 \frac{E^{\min}}{T^{\min}} \leq \varepsilon \leq T_0 \frac{E^{\max}}{T^{\max}},$$

где T_0 — период собственных колебаний осциллятора, определенный из описанных выше гистограмм; E^{\min} , E^{\max} и T^{\min} , T^{\max} — пределы для ε и T , полученные в начальном периоде вычислений.

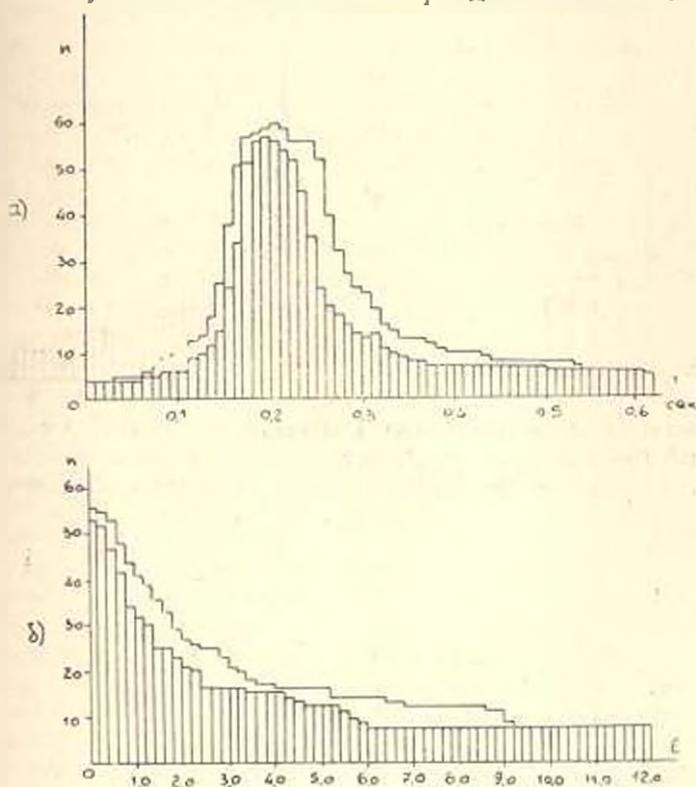


Рис. 1. Гистограммы для собственного периода системы (а) и коэффициента затухания (б). Нижние гистограммы соответствуют погрешностям в определении ускорений, скоростей и смещений, соответственно, равным 15%, 10%, 5%, а верхние — 10%, 7% и 5%.

Результат описанной процедуры изображен на рис. 2. Расчет производился по гистограмме рис. 1 для $T_0 = 0,2$ с и ошибок определения ускорения, скорости и смещения, равных 10%, 7% и 5%.

Построение гистограмм осуществлялось для различных совокупностей моментов времени, охватывающих весь период записи, которые выбирались в зависимости от уровня сейсмического воздействия. Акселерограмма исходного воздействия подразделялась на интервалы по уровню воздействия и для построения гистограмм образовывались совокупности моментов времени, в которых воздействия были заключены внутри выбранных интервалов интенсивности. На рис. 3 представлены

графики зависимости периода собственных колебаний и коэффициента затухания от интенсивности сейсмического воздействия в основании сооружения станции ИСС во время землетрясения 25.02.1978 г. Как видно из рассмотрения графиков, эффективный период собственных колебаний здания монотонно возрастает даже при сравнительно слабых сейсмических воздействиях, причем возрастание периода значительно при изменениях интенсивности воздействия слабого уровня (20—40 мм/с^2) и ослабевает при повышении уровня интенсивности (60—80 мм/с^2).

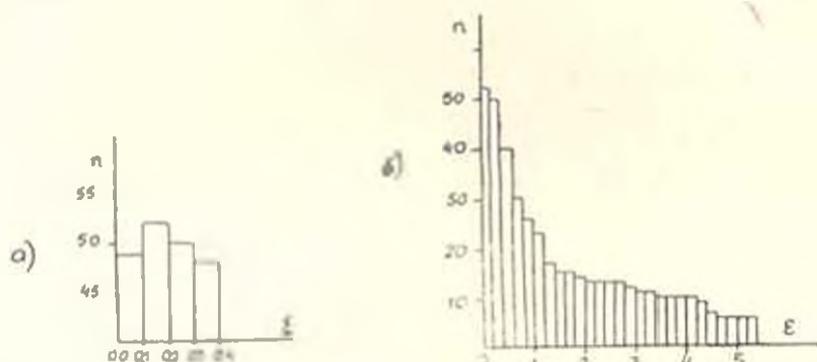


Рис. 2. Гистограммы для коэффициента затухания z , полученные для периода собственных колебаний системы $T_0 = 0,2 \text{ с}$: а) для интервала значений z от 0 до 0,4; б) с интервалом 0,2 для всего диапазона изменений z .

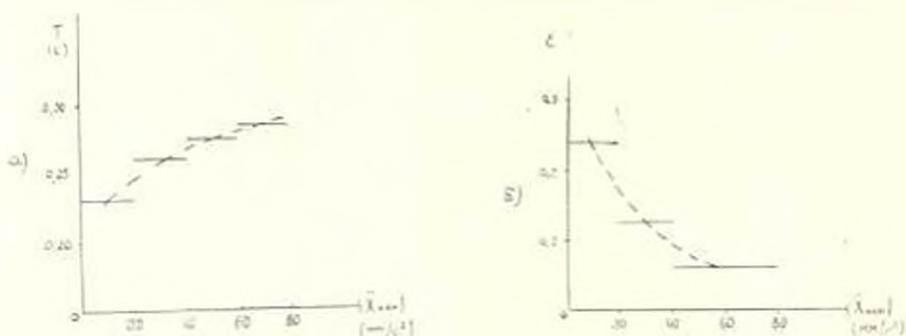


Рис. 3. Графики зависимости эффективного периода колебаний T (а) и ее коэффициента затухания z (б) от интенсивности сейсмического воздействия.

Аналогичные рассуждения справедливы и для эффективного коэффициента затухания, выраженного в долях от критического, с той лишь разницей, что зависимость $z(x_{max})$ носит характер монотонного убывания, а изменение самой величины z более значительно. Экстраполяция последних графиков рис. 3 позволяет сделать предположение о том, что приведенные зависимости имеют, по видимому, экспоненциальный характер.

АрхИИССА

17. VII 1982

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Поляков С. В. Сейсмостойкие конструкции зданий — М. Высшая школа, 1969 — 333 с.

Բ Ո Վ Ա Ն Դ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

«ՀՍՍՀ ԳԱ տեղեկագիր (տեխնիկական գիտությունների սերիա)»
հանդեսի 34-րդ հատորի

Մեծ Երևանի Մեծ Թատրոն

Վ. Կ. Բրուտյան: Որակի ընդհանրացված ֆունկցիոնալով պինդ մարմնի ղեկավարումը վերջնական ժամանակում	1—17
Ա. Հ. Գասպարյան, Վ. Վ. Միքայելյան, Կ. Վ. Հովհոսեանյան, Բ. Ա. Արևիկ: Մնացորդային լարումների որոշումը թեթևավոր բորայումինային կոմպոզիտներում	3—16
Գ. Լ. Գրիլյան: Սկզբնական հոսքի վերլուծությունը՝ դարձափոխումով արտածքման պրոցեսի կայուն փուլի համար կիրառված	4—16
Կ. Ս. Լիլիլյան: Կարգավորվող մեխանիզմների նախագծումը հծային ֆունկցիայի երկու բաղադրիչ գծերատրոնների զուգակցման եղանակով	2— 3
Պ. Մ. Լուսյան: Խառատային հաստոցի ոչ պարբերական անկայունության հարցի վերաբերյալ	2— 9
Վ. Մ. Քաիրյան: Շրջանային փոխակերպիչների հետադոտման վերաբերյալ	5—11
Վ. Ա. Խովակյան, Հ. Վ. Գարաջյան: Հայն ունիվերսալ կոնսուլ-ֆրեզերային հաստոցի կրող համակարգի պարամետրային օպտիմալացումը «ПІ-НОМЕК» եղանակով	5— 3
Ա. Մ. Կասյան: Կարծր համաձուլվածքով կտրող գործիքի մաշումը արտաքին շփման դիսլոկացիոն մոդելի հիման վրա	6—15
Ս. Ս. Հարությունյան, Կ. Գ. Սեփանյան, Ֆ. Ս. Ազգյան: Կարգավորվող կանգառի անկյունով առանձն-լծակային մեխանիզմի սինթեզ	4— 3
Լ. Մ. Մուրադյան, Ռ. Բ. Բարսեղյան: Պնդացող հուլակտորում առաջացած ճաթի լարվածային վիճակը	3— 3
Գ. Լ. Պետրոսյան, Մ. Գ. Հովհաննիսյան, Ա. Վ. Գևորգյան: Սահյունիկի նյութերի իրական մեխանիկական հատկությունների որոշման մեթոդիկա	6—10
ԻԲ. Պ. Ավախյան, Ա. Լ. Սոբոլեվ: Հարթ վեցոզակ լծակային մեխանիզմների նյութի օղակների ծայրահեղ արագությունների մասին	1— 3
ԻԲ. Պ. Ավախյան, Ա. Լ. Բոգոլևև: Փառուղակի մեխանիզմների հարմարադասման հայտնաբերման ազդեցության ուսումնասիրումը կրակից կազմված վեցոզակ մեխանիզմների կինեմատիկ և ուժային բնութագրերի վրա	6— 3
Մ. Գ. Ստակյան, Ն. Ս. Խախանյան: Նրբավոր միացումների ցիկլային ամրությունն ու երկարակեցությունը	4— 8
Ս. Ե. Վարդանյան, Ռ. Բ. Կիրևոսյան: Նյութերի պերմանյային մշակման ժամանակ առատիկ էներգիայի փոխանցման օպտիմալ պայմանների հետազոտումը	3—17

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵՆԱՆԻԿԱ, ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿՈՆՍՏՐՈՒԿՑԻԱՆԵՐ

Ս. Ս. Գորբիկյան, Ա. Ա. Հովսեփյան: Սեյսմակայունության տեսության հակադարձ խնդրի լուծման հարցի մասին՝ առանցքա-պլաստիկ համակարգերի համար	2—14
Մ. Վ. Հովհաննիսյան, Հ. Ե. Սարգսյան: Փոփոխական հաստությունը շերտի ազդեցությունը տարածվող հարթ սեյսմիկական ալիքի ինտենսիվության վրա	5—16
Լ. Գ. Պետրոսյան: Զիբուկի կաթրչի մոդելի զինամիկական փորձարկման արդյունքները	3—28
Մ. Չ. Սիմոնով: Բետոնի ապագան և նրա պրոբլեմը	3—22
Չ. Գ. Տեր-Մարտիրոսյան, Ի. Գ. Մանվելյան: Բազմաֆազ բնահողային զանգվածի լարվածային-դեֆորմացիոն վիճակի կարճատև ազդող ծավալային և մակերևութային ուժերից	6—19

ԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱ

Ռ. Հ. Ամիրիկյան, Ի. Ի. Շարաբխանյան: Կառավարվող էլեմենտներով էլեկտրակենդանիական համակարգերի հաստատված ուժի ուղղումը	2—21
--	------

2. Ա. Բառեւայան, Մ. Գ. Հայրազնայան: <i>Շարժական կանոնադրման ՀԱՆԿ-ի աշխատանքի սպառնալիքները և նրանց շարժմանը կենդանացնողը</i>	6—24
II. 2. Հակոբյան: <i>Գաղափարաբանության մեջ համակարգիչում հարաբերական ստացիոնար անժամի հաշվարկի զեկոմպոզիցիոն մեթոդ</i>	1—16
Ձ. 2. Հունանյան: <i>Նրբանների ժամային արտադրության համակարգիչի սպառմանը վերաբերող տեղեկությունները և նրանց շարժմանը</i>	1—22

ԷԼԵԿՏՐԱՏԵԽՆԻԿԱ

Ա. Ի. Մատուրյան, Վ. Մ. Միկայլյա, Ա. Ա. Փոստոնյան: <i>Հաշվարկային սպառնալիքները կենդանացնող սարքի կառուցմանը կենդանացնող սարքի վրա</i>	6—36
Ե. II. Մանուկյան, Վ. Ս. Ներսիսյան: <i>Օդային բացահղման սարքի հաստատության շարժման տեսակետի հարցերը և զարգացման կիրառումը</i>	5—32
2. Ա. Փեղզյան: <i>Էլեկտրամագնիսական դաշտի և կորուստները կենդանացնող սարքի բացահղման շարժմանը համարում</i>	4—31

ՀԱՇՎՈՒՄԵԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

II. II. Ավետիսյան, Յու. Ա. Կասյանց: <i>Մեխանիկական համակարգի հաստատության բնութագրերի որոշման մասին՝ պրոֆիլակտիկաների հաշվարկում</i>	1—36
Վ. Կ. Բրուսյան: <i>Ոչ գծային ժամային զեկոմպոզիչի համակարգի սինթեզը վերականգնողական զեկոմպոզիչի մեթոդով</i>	6—32
Յու. IV. Կասյանց, Վ. Մ. Մովսեսյան, Ա. Լ. Ներսիսյան: <i>Գաղափարային խնդիրներում շեղման սպառնալիքի մեծության շարժման վերաբերյալ</i>	3—32
Յ. 2. Կրիզոստոմ, Ի. Ն. Հարությունյան, Գ. Ն. Քաղապարյան: <i>Արդյունաբերական սարքերի մեխանիկական ժամային սարքի խնդիրը</i>	2—36
Վ. Ե. Ներսիսյան: <i>Ոչ գծային բազմակուսով արտադրման կառուցման համակարգի համակարգիչի վերաբերյալ</i>	3—38

ԶԱՓՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Վ. Ի. Կուրչով: <i>Կառուցման շարժման կառուցվածքը հեղուկ հաստացման տեսակետների հաստացման շարժմանը</i>	3—44
Ա. II. Կուրչով: <i>Ջերմաստիճանի թվային շարժման կառուցվածքային կառուցման հարցերը</i>	2—27

ԷԼԵԿՏՐՈՆԱՅԻՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Գ. Ե. Կուրչով: <i>Կառուցման շարժման շարժմանը կառուցվածքային կառուցման հարցերը</i>	3—33
---	------

ՀԻՄՆԱՎԵՐՈՒՄ

Է. Գ. Ալեքսանց: <i>Հետազոտման փորձարկման սեղանային սարքերի մեխանիկական հաշվարկի հիմնականները հարվածի էֆեկտիվ ժամանակահատվածի</i>	5—41
II. Ե. Կուրչով: <i>Ջերմաստիճանի և փոփոխության պրոֆիլակտիկաների համար կիրառվող սահմանափակումները և կարգավորող մեխանիկական փոփոխումները</i>	5—36
Ձ. II. Քաղապարյան: <i>Ջամակային կառուցման կառուցման և նրանց շարժմանը կառուցման հարցերը</i>	1—26
Ձ. II. Քաղապարյան: <i>Ջամակային կառուցման կառուցման և նրանց շարժմանը կառուցման հարցերը</i>	4—29
2. Վ. Քաղապարյան: <i>Բաց հոսքում արված սարքի մեխանիկական շարժմանը կառուցման հարցերը</i>	2—40
2. Վ. Քաղապարյան: <i>Հեղուկների անհամապատասխան շարժմանը կառուցման հարցերը և նրանց շարժմանը կառուցման հարցերը</i>	6—26

Գ. Ս. Խաչատրյան, Գ. Ի. Մարգարյան, Ի. Գ. Ալմոյան, Շ. Ա. Սարգսիսյան: Այլ- ընթացակարգի գաղափարային սինթեզի պրոցեսի օպտիմալացումը	6—41
Ը. Մ. Միրզախանյան: Հատիկավոր նյութերի հոմոլոգի պենտոֆոսֆորամբ	4—34

ԳԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒԹՆԵՐ

Է. Մ. Աղաբաբյան, Վ. Շ. Փոչարյան, Ա. Ս. Հովակիմյան: ԴՄՐ մակերիչի շարժիչի մա- թեմատիկական մոդելը միաֆազ ցանցից սեման դեպքում	7—46
Ը. Վ. Խարաղյան, Վ. Ս. Խոմյակով: Կայն ունիվերսալ կոնսոլ-ֆրեզերային հաստոցի առատաուժների փորձարարական հետազոտումը	1—32
Բ. Կ. Գեներսով, Վ. Մ. Խոբոֆեն, Շ. Կ. Պողոսյան: Երկարարական կառուցվածքների գինեմիկական բնութագրերի որոշումը ինժեներական սխեմայափոխ կայան- ների աղյուսներով	6—47
Պ. Ա. Նարաևիչյան: Բազմաօպերացիոն հաստոցների վրա մշակման սինալների դա- սակարգումը	8—41
Կ. Ա. Նավոյան, Վ. Խ. Նավոյան: Ջրի ծծանցումը անջրաթափանց հիմնատանի վրա ցանկալի համառոտ հոգային պատվարի մարմնով	4—42
Ն. Պ. Գլեբերակով: Տեխնոլոգիա և էԷՄ-ի միջև ֆունկցիաների բաշխումը թվային ծրագրավորմամբ կառավարվող խառատային հաստոցների կառավարման ծրագրերի նխապատրաստման մասնակց	5—51
Ջ. Շ. Ջեանդուրյան: Հողի կտրման տեսակի և եղանակի ազդեցությունը կտրման դիմադրություն վրա	3—52
Է. Շ. Ջեանդուրյան: Կորագծային կարող սայրով հողի կտրման դիմադրությունը	4—53
Ը. Մ. Սեյդախանյան, Է. Վ. Աղաբաբյան: Ընդունակ խողովակաշարում նվազագույն հեշման արժեքի որոշումը պոմպակայանի էլեկտրասնուցման անյատ- ման դեպքում	1—34
Պ. Ա. Սարգսյանյան: Հիդրոստատիկ սղային խցիկի հայտարար	5—46
Շ. Մ. Տեր-Հովսեփյան, Գրիգորյան տեղակայանքներում աղմուկի և թրթռման ազդեցությունը	3—69

ԳԻՏՈՒԹՅԱՆ ԳՈՐԾԻՋՆԵՐ

Մ. Զ. Սիմոնով (ձենդյան 75-ամյա էի առթիվ)	3—55
Վ. Վ. Փենալյան: Պրոֆեսոր Ա. Կ. Անանյանի հիշատակին	1—44

СОДЕРЖАНИЕ

XXXV тома журнала «Известия АН АрмССР (серия технических наук)»

МАШИНОСТРОЕНИЕ

<i>С. С. Арутюнян, К. Г. Степанян, Ф. С. Зазян.</i> Синтез зубчато-рычажного механизма с регулируемым углом выстоя	4— 3
<i>В. К. Брутян.</i> Управление твердым телом по обобщенному функционалу качества за конечное время	1—11
<i>М. Е. Вардианян, А. Б. Киракосян.</i> Исследование оптимальных условий передачи акустической энергии при ультразвуковой обработке материалов	3—11
<i>С. А. Гаспарян, В. В. Микаелян, К. В. Оганесян, Б. А. Арефьев.</i> Измерение остаточных напряжений в волокнистых боралюминиевых композитах	3—16
<i>Г. Л. Грдиян.</i> Анализ начального течения применительно к стационарной стадии процесса реверсивной вытяжки	4—16
<i>Р. П. Джавахян, А. Н. Борисенко.</i> Об экстремальных скоростях выходных звеньев плоских шестизвенных рычажных механизмов	1— 3
<i>Р. П. Джавахян, А. Н. Борисенко.</i> Исследование влияния параметров компоновки четырехзвенников на кинематические и силовые характеристики формируемых шестизвенников	6— 3
<i>К. М. Егишян.</i> Проектирование регулируемых механизмов путем комбинирования двух четырехзвенных генераторов линейной функции	2— 3
<i>П. М. Есаян.</i> К вопросу об аperiodической неустойчивости токарного стизна	2— 9
<i>С. М. Касьян.</i> Износ твердосплавного режущего инструмента на основе дисконкационной модели внешнего трения	6—15
<i>Л. М. Мурадян, Р. Н. Барсегиан.</i> Напряженное состояние трещины в затвердевавшем слитке	3— 3
<i>Г. Л. Петросян, М. Г. Оганесян, А. В. Геворкян.</i> Методика определения действительных механических свойств пористых материалов	6—10
<i>М. Г. Стакян, Н. С. Исакянян.</i> Циклическая прочность и долговечность шпоночного соединения	4— 8
<i>В. М. Таирян.</i> К исследованию круговых преобразователей	5—11
<i>В. С. Хомяков, О. В. Дабагян.</i> Параметрическая оптимизация несущей системы широкоуниверсального консольнофрезерного станка на основе ЛП-поиска	5— 3

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА, СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

<i>С. С. Дарбинян, А. А. Овсепян.</i> К вопросу решения обратной задачи теории сейсмостойкости для упруго-пластических систем	2—14
<i>М. В. Оганесян, А. Е. Саргсян.</i> Влияние переменной толщины слоев на интенсивность распространяющихся плоских сейсмических волн	5—16
<i>Л. Г. Петросян.</i> Результаты динамических испытаний модели Джермукского моста	3—28
<i>М. З. Симонов.</i> Будущее бетона и проблемы сырья	3—22
<i>З. Г. Тер-Мартirosян, В. Г. Манцелян.</i> Напряженно-деформированное состояние массивов многофазных грунтов под кратковременным воздействием поверхностных и объемных сил	6—19

ЭНЕРГЕТИКА

<i>С. Г. Акопян.</i> Деконпозиционный метод расчета потокораспределения стационарного режима больших систем транспорта газа	1—16
<i>Р. А. Амирякян, Н. И. Шарабханян.</i> Коррекция установившегося режима электроэнергетической системы с управляемыми элементами	2—21

<i>Г. А. Бурничян, М. Г. Айрапетян.</i> Выбор оптимального режима работы ГАЭС недельного регулирования в энергетической системе	6—24
<i>Л. А. Унямян.</i> Оптимизация топливоснабжающих систем районов при стохастическом характере топливопотребления	1—22

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

<i>Е. С. Мамулян, В. Б. Нерсисян.</i> Вопросы теории и практического применения щелевого вихрекового измерителя толщины	5—22
<i>А. А. Терзян.</i> Электромагнитное поле и потери в явнополюсном массивном роторе электрической машины	4—21
<i>А. Н. Цатурян, В. М. Миняило, А. Т. Торумян.</i> Влияние частоты на граничноинтегральное истечение сыпучих материалов в электрическом поле	6—30

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

<i>С. С. Аветисян, Ю. А. Кутоянц.</i> Об определении надежных характеристик технической системы с учетом профилактик	1—30
<i>В. К. Брутян.</i> Синтез нелинейных марковских управляемых систем методом статистической аппроксимации	5—29
<i>Ю. М. Гаспарян, В. М. Мовсисян, А. Л. Нерсисян.</i> К вопросу выбора оптимального значения порога в задачах классификации	2—32
<i>Ф. А. Григорян, Р. Е. Арутюнян, Г. Г. Багдасарян.</i> Задача определения технологического уровня промышленных изделий	2—36
<i>В. Н. Нерсисян.</i> Анализ нелинейных многосвязных симметричных систем автоматического регулирования	3—38

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

<i>В. И. Кулешов.</i> Динамическая структура поля в зонах излучения антенны с качанием луча	3—44
<i>С. С. Шахкманян.</i> Вопросы структурного построения цифровых измерителей температуры	2—27

ЭЛЕКТРОННАЯ ТЕХНИКА

<i>Г. Э. Бурунсулян.</i> Синтез СВЧ цепей по передаточным функциям, представленным скобками Гринберга	3—39
---	------

ГИДРАВЛИКА

<i>Э. И. Ациянц.</i> Расчет площади отверстий в тарелки обратного клапана с целью эффективного гашения гидравлического удара	5—41
<i>С. Н. Енгибарян, И. И. Костянцян, К. С. Тамачян, Ж. М. Какоян.</i> Провальные тарелки с фиксированной и регулируемой площадью привала для тепло-массообменных и пылеудалительных процессов	5—36
<i>Р. М. Мирзаханиян.</i> Пневмотранспорт зернистых материалов в слоевом слое	1—34
<i>О. В. Токмаджян.</i> Расчет неравномерного движения жидкости в открытых руслах с заданной свободной поверхностью	2—40
<i>О. В. Токмаджян.</i> Неравномерное движение жидкости в безнапорных трубах круглого сечения	6—36
<i>Д. С. Торосян.</i> Экспериментальное исследование критического режима процесса сепарирования	1—25
<i>Д. С. Торосян.</i> Исследование параметров, обуславливающих критический режим процессов сепарирования	4—29
<i>С. С. Хачатрян, Г. Г. Мардажанян, Р. Г. Алюян, Г. А. Маргирогян.</i> Оптимизация процесса парового синтеза аллилацетата	6—41

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

<i>Э. М. Агабибян, В. Г. Кочарян, А. С. Овакимян.</i> Математическая модель двигателя типа ДСР при питании от однофазной цепи	2—46
<i>О. В. Дабабян, В. С. Хомяков.</i> Экспериментальное исследование колебаний широкоуниверсального консольно-фрезерного станка	1—37
<i>Б. Е. Денисов, В. М. Дорофеев, О. К. Погосян.</i> Определение динамических характеристик строительных конструкций по данным инженерно-сейсмометрических станций	6—47
<i>Э. А. Джангулян.</i> Влияние вида и способа резания грунтов на сопротивление резанию	3—52
<i>Э. А. Джангулян.</i> Сопротивление резанию грунта криволинейным режущим лезвием	4—39
<i>Х. А. Навоян, В. Х. Навоян.</i> Фильтрация воды через тело однородной земляной плотины на водопроницаемом основании	4—42
<i>В. Л. Налбандян.</i> Классификация погрешностей обработки на многооперационных станках (МОС)	1—41
<i>Р. Н. Рафаелян, Э. П. Ацциянц.</i> Определение минимального напора в магнетельном трубопроводе при отключении электропитания насосного агрегата	1—34
<i>А. А. Саруханян.</i> Расчет воздушного колпака гидротарана	5—46
<i>Ш. М. Тер-Овсепян.</i> Источники шума и вибрации в дизельных установках	3—49
<i>Н. П. Щербаков.</i> Распределение функций между технологом и ЭВМ при подготовке управляющих программ для токарных станков с ЧПУ	5—51

ПЕРСОНАЛИИ

<i>Михаил Захарьевич Симонов</i> (к 75-летию со дня рождения)	3—55
<i>В. В. Пинаджян.</i> Памяти профессора А. К. Азянцян	1—14

Բ ՈՒՎ Ա Ն Գ Ա Կ ՈՒ Թ Յ ՈՒ Ն

ՄԵՅԵՆԱՇԻՆՈՒԹՅՈՒՆ

Թ. Գ. Զավոնյան, Ա. Ի. Բաբխանյան: Փառօղակ մեհաներգմաների հարմարագաման հայտանիշների ազդեցության ուսումնասիրումը նրանցից կազմված վեցօղակ մեհաներգմաների կինեմատիկ և ուժային բնութագրերի վրա	7
Գ. Լ. Պետրոսյան, Մ. Գ. Հովհաննիսյան, Ա. Վ. Դեռեղյան: Ծակոտկեն նյութերի իրական մեխանիկական հատկությունների որոշման մեթոդիկա	10
Ա. Մ. Կասյան: Կարծր համաձուլվածքով կտրոզ գործիքի մաշումը արտաքին շփման դիսլոկացիան մոդելի հիման վրա	15

ՆՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԻՆԱԿԱՆ

Զ. Գ. Տեր-Մարտիրոսյան, Ռ. Գ. Մունկեյան: Բազմաֆազ բնահողային զանգվածի յարվածային-դեֆորմացիոն վիճակը կարճատև ազդող ծավալային և մակերևութային ուժերից	19
--	----

ՔՆՆՊԵՆՏԻՎԱԿԱՆ

Զ. Ա. Բուսնայան, Մ. Գ. Հայրապետյան: Շարաքական կանսեպտիան շՄԷԿ-ի աշխատանքի օպտիմալ դեմքերի շնորհիվ համակարգում	24
---	----

ԷԼԵԿՏՐԱՏԵԽՆՈՒԿԱԿԱՆ

Ա. Ի. Մատուռյան, Վ. Մ. Միկայիլ, Ա. Ս. Թոռոնյան: Հաճախակալության ազդեցությունը էլեկտրական զաշտում արուն նյութերի գրավիտացիոն հոսքի վրա	30
---	----

ՀԻԳԻԱԿԱՆ

Զ. Վ. Թովմազյան: Հնդուկների անհամասարաչափ շարժումը կտր կտրվածքով ոչ ճնշումային խողովակներում	36
Ս. Ս. Խաչատրյան, Գ. Գ. Մարգարյան, Ռ. Գ. Ալմոյան, Հ. Ա. Մարտիրոսյան: Ալիոսցեալային զազաֆազային սինթեզի պրոցեսի օպտիմալացումը	41

ԳԵՏԱԿԱՆ ՆՅՈՒՆԵՐ

Ս. Ս. Դեմիրճյան, Վ. Մ. Դուրմեն, Հ. Կ. Պողոսյան: Շինարարական կառուցվածքների դինամիկական բնութագրերի որոշումը ինժեներական սեյսմալոգիկ կայանների օվյալներով	47
--	----

СОДЕРЖАНИЕ

стр

МАШИНОСТРОЕНИЕ

- П. Джавахян, А. И. Борисенко. Исследование влияния параметров компоновки четырехзвенников на кинематические и силовые характеристики формируемых шестизвенников 9
- Г. Л. Петросян, М. Г. Оганисян, А. В. Геворкян. Методика определения действительных механических свойств пористых материалов 10
- С. М. Касьян. Износ твердосплавного режущего инструмента на основе дислокационной модели внешнего трения 15

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

- Э. Г. Тер-Мартirosян, Р. Г. Манвелян. Напряженно-деформированное состояние массивов многофазных грунтов под кратковременным воздействием поверхностных и объемных сил 19

ЭНЕРГЕТИКА

- Г. А. Бурначян, М. Г. Айрапетян. Выбор оптимального режима работы ГАЭС педельного регулирования в энергетической системе 21

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

- А. И. Цатурян, В. М. Микяйло, А. А. Торциян. Влияние частоты на трайтансионное истечение сыпучих материалов в электрическом поле 30

ГИДРАВЛИКА

- Ө. В. Токмаджян. Неравномерное движение жидкости в безнапорных трубах круглого сечения 35
- С. С. Хачатрян, Г. Г. Марджанян, Р. Г. Алимпян, Г. А. Мартirosян. Оптимизация процесса парофазного синтеза аллилацетата 41

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

- Б. Е. Денисов, В. М. Дорофеев, О. К. Погосян. Определение динамических характеристик строительных конструкций по данным инженерно-сейсмометрических станций 17