

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ  
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ  
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ  
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԿՐԹԱԳՐԱԿԱՆ ԵՐԷՆՅՈՒՄ

Կասյան Խ. Վ. (պատ. խմբագրի), Աղոնց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ), Ալեխանյանի Վ. Վ.,  
Սեփանյան Ա. Կ., Փետրյան Տ. Ս., **Եղիազարյան Ծ. Վ.**, Զատիրյան Խ. Ա., Լազարով Ա. Ք., Տեր-  
Ազարե Ե. Ա., Փրինաչյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),  
\* Կատարյանյանու թարգմանիչ Խոնկաչյան Չ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ редактор), Аглонц Г. Т. (зам. ответ редактора), Алексеевский  
В. В., Ашмян А. К., Гораян Г. А., **Егизаров И. В.**, Задков М. А., Назаров А. Г.,  
Пинаджян В. В. (зам. ответ редактора), Тер-Азарьян Н. А.  
Ответственный секретарь Степанян Э. К.

Խմբագրությունը հասցնելը Երևան—1, Արտվյալե փող., 15.  
Адрес редакции: Ереван—1, ул. Абовяна, 15.

К. Х. ШАХБАЗЯН, В. М. ТАИРЯН

СИНТЕЗ ПРОСТРАНСТВЕННОГО ПЕРЕДАТОЧНОГО  
 КРИВОШИПНО-ПОЛЗУННОГО МЕХАНИЗМА И НЕКОТОРЫЕ  
 ВОПРОСЫ УМЕНЬШЕНИЯ ПОТЕРЬ

Рассматривается вопрос синтеза указанного механизма в расположениях звеньев, указанных в [1].

1. Имеем пространственный кривошипно-ползунный механизм *ABC* (рис. 1) с двумя сферическими, одной вращательной и одной поступательной парами. Ось вращательной пары и линия действия ползуна скрещиваются. Направим ось *Ox* вдоль кратчайшего расстояния *i* между осью ведущего звена и линией действия ползуна; ось *Oy* — параллельна движению ползуна. Направление оси *Oz* определится как направление третьей оси в правой системе координат. Ось вращения ведущего звена расположена в плоскости *yOz* под углом  $\delta$  к оси *Oz*. Угол  $\delta$  будем отсчитывать от оси вращения ведущего звена.

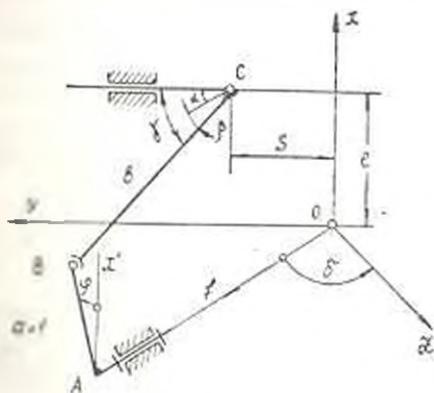


Рис. 1.

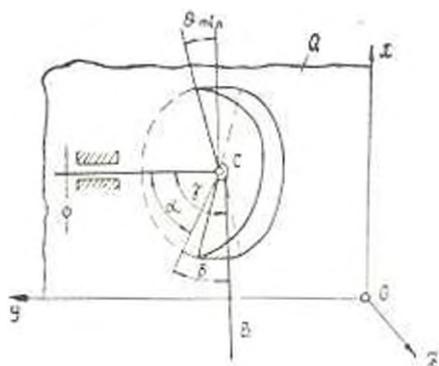


Рис. 2.

Рассматриваемый механизм, при длине ведущего звена  $AB = a = 1$ , определяется следующими шестью относительными параметрами: *b* (длина шатуна *BC*); *f* (расстояние от плоскости вращения кривошипа до начала координат); *S<sub>0</sub>* (начальное положение ползуна);  $\varphi_0$  (начальный угол, определяющий начало отсчета угла поворота кривошипа *AB*); *i* (кратчайшее расстояние между осью вращения кривошипа и направлением движения ползуна);  $\delta$  (угол, составленный осью вращения кривошипа *AB* с плоскостью *xOz* или осью *Oz*).

Аналитическое выражение отклонения от заданной зависимости принимает вид:

$$\begin{aligned} \Delta_s = b^2 - b'^2 &= (x_n - x_0)^2 + (y_n - y_0)^2 + (z_n - z_0)^2 - b^2 = \\ &= -2l \cos \varphi - 2Sf \sin \delta - 2S' \cos \delta \sin \varphi + l^2 + f^2 + S^2 + 1 + b^2. \end{aligned} \quad (1)$$

Для получения приближенного выражения разности  $\Delta_s$ , т. е. разности между заданной функцией  $S = f(\varphi)$  и той функцией  $S = f_{II}(\varphi)$ , которая производится механизмом, разкладываем в ряд выражение взвешенной разности (1) в окрестности точки  $\Delta_{s, II}$ , соответствующей значениям  $\varphi = \varphi_{II}$  и  $S = S_{II}$ , где  $\varphi_{II}$  и  $S_{II}$  значения угла  $\varphi$  и перемещения  $S$ , получаемые в механизме.

При малых величинах  $\Delta_s$  и  $\Delta_s'$  связь между ними устанавливается следующим соотношением:

$$\Delta_s = \frac{\Delta_s'}{\frac{\partial \Delta_s'}{\partial S_s}}. \quad (2)$$

Отклонение  $\Delta_s'$  согласно выражению (2), зависит от шести параметров механизма, следовательно, задача синтеза рассматриваемого механизма состоит в таком выборе указанных параметров, при котором отклонение  $\Delta_s$  на заданном интервале изменения угла  $\varphi$  и перемещения  $S$  мало.

2. Если требуется вычислить все шесть параметров механизма:  $b$ ,  $f$ ,  $l$ ,  $\varphi_0$ ,  $\varphi_0'$  и  $S_0$ , то выражение взвешенной разности (1) представится в следующем виде:

$$\Delta_s = 2 \{ F(\varphi) - p_0 f_0(\varphi) - \dots - p_5 f_5(\varphi) \}, \quad (3)$$

где

$$\begin{aligned} F(\varphi) &= \frac{S_0^2}{2}; \\ \left. \begin{aligned} f_0(\varphi) &= \cos \varphi_0; & f_1(\varphi) &= S_0 \cos \varphi_0; \\ f_1(\varphi) &= \sin \varphi_0; & f_2(\varphi) &= S_0 \sin \varphi_0; \\ f_2(\varphi) &= S_0; & f_3(\varphi) &= 1; \\ p_0 &= l \cos \varphi_0 - S_0 \cos \delta \sin \varphi_0; \\ p_1 &= S_0 \cos \delta \cos \varphi_0 - l \sin \varphi_0; \\ p_2 &= f \sin \delta - S_0; \\ p_3 &= \cos \delta \sin \varphi_0; \\ p_4 &= \cos \delta \cos \varphi_0; \\ 2p_5 &= b^2 - l^2 - f^2 - 1 - S_0^2 - 2S_0 f \sin \delta. \end{aligned} \right\} \quad (4) \end{aligned}$$

(5)

После вычисления коэффициентов  $p_1, p_2, \dots, p_5$  из системы (5) находим параметры механизма:

$$\begin{aligned} \varphi_0 &= \arctg \frac{p_3}{p_1}; \\ \hat{\alpha} &= \arccos \frac{p_0}{\cos \varphi_0}; \\ S_0 &= \frac{p_0 \sin \tau_0 - p_1 \cos \tau_0}{\cos \hat{\alpha}}; \\ l &= \frac{p_2 - S_0 \cos \hat{\alpha} \sin \tau_0}{\cos \tau_0}; \\ f &= \frac{p_2 - S_0}{\sin \tau_0}; \\ b &= \sqrt{2p_5 - l^2 - f^2 - 1 - S_0^2 - 2S_0 f \sin \tau_0}. \end{aligned} \quad (6)$$

Полученные метрическим синтезом механизмы зачастую не удовлетворяют динамическим требованиям, предъявляемым к проектируемому механизму.

3. Рассмотрим вопросы о допустимом угле давления и уменьшения потерь в пространственном кривошипно-ползунном механизме.

Между углами в паре шатун-ползун (рис. 1) справедлива зависимость

$$\cos \gamma = \cos \alpha \cos \beta.$$

Для благоприятной работы механизма в идеальном случае необходимо, чтобы ось шатуна  $BC$  во время работы (рис. 2) находилась вне конуса трения, представляющего обратный конус с углом  $\beta$ , т. е. необходимо, чтобы

$$\gamma_{\max} \geq 90^\circ - \beta_{\min},$$

где  $\beta_{\min}$  — минимальный угол передачи.

Для определения  $\gamma_{\max}$  рассмотрим схему, изображенную на рис. 3, а. В случае круглого сечения ползуна (что не влияет на кинематику механизма при центральном расположении сферической пары относительно направления движения ползуна) и каждом положении данную пространственную задачу передачи сил можно рассматривать как плоскую (в плоскости, проходящей через направление движения ползуна и ось шатуна). В этом случае имеем задачу, аналогичную плоским кулачковым механизмам с поступательно движущимся толкателем. Следовательно, критерий угла  $\gamma_{\max}$ , полученный для плоских кулачковых механизмов, можно принять за допустимый угол давления в пространственном кривошипно-ползунном механизме с круглым ползунном, где имеем круговой конус трения ( $\beta_{\min} = \text{const}$ ). Если же ползун и направляющие имеют форму многоугольника, то конус трения является уже не круговой, т. е.  $\beta_{\min}$  не постоянный. Поэтому в этом случае

передачу сил в паре ползун-стойка в каждый момент времени можно рассматривать как передачу сил в клиновой паре, поскольку во время работы рабочими поверхностями будут одна или две стороны ползуна. Наибольшие потери на трение будем иметь в случае, когда шатун находится в биссектрисиальной плоскости относительно двух рабочих сторон ползуна, т. е. когда имеем  $N_1 = N_2$  ( $N_1$  и  $N_2$  — нормальные реакции на рабочих поверхностях). Исходя из этого, допустимые углы давления для некруглых ползунов целесообразно определять из условия

$$\operatorname{tg} \gamma_{\text{доп}}^{(\sigma)} = \frac{\operatorname{tg} \gamma_{\text{доп}}^{(\sigma)}}{k}$$

Здесь  $\gamma_{\text{доп}}^{(\sigma)}$  — допустимый угол давления при круглых ползунах;  $k$  — коэффициент конфигурации ползуна, определяемый из выражения

$$k = \frac{1}{\sin \frac{A}{2}}$$

где  $A$  — угол между сторонами направляющих ползуна. По сравнению с круглым ползуном, где допустимый угол давления принимаем по аналогии с кулачковым механизмом  $\gamma_{\text{доп}}^{(\sigma)} = 60^\circ$ , для прямоугольных ползунов  $\gamma_{\text{доп}}^{(\sigma)} \approx 50-30^\circ$ , а для треугольных —  $\gamma_{\text{доп}}^{(\sigma)} \approx 40-30^\circ$ . Следовательно, необходимо учесть, что конструктивное оформление пары ползун-стойка оказывает существенное влияние на выбор допустимого угла давления. Отметим, что и при консольном конструктивном оформлении, ввиду перекоса направляющих, силы трения значительно больше, нежели при

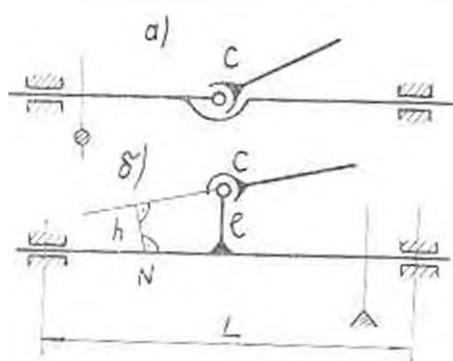


Рис. 3.

двустороннем расположении опоры. На заклинивание механизма влияет не только конструктивное оформление пары ползун-стойка, но и пары шатун-ползун. Конструктивное оформление пар ползун-стойка и шатун-ползун в виде, указанном на рис. 3, а, связано со значительными технологическими трудностями и не всегда возможно ввиду накладываемых на проектируемый механизм дополнительных требований. Поэтому указанные пары конструктивно

оформляют по схеме, изображенной на рис. 3, б. Величину выноса  $l$  шарнира  $C$  пары шатун-ползун при этом необходимо брать по возможности малой, так как от величины  $h = l \cos \alpha$  (наикратчайшее расстояние между направлением движения ползуна и осью шатуна) зависят дополнительные потери на трение, вызываемые силой, стремящейся

повернуть ползун относительно направляющих в поперечном сечении. Длину направляющих между опорами ползуна  $L$  целесообразно брать из условия, чтобы основание  $N$  (рис. 3, б) наименьшего расстояния между осью и направлением движения ползуна находилось между опорами во всех положениях шатуна.

Максимальный угол давления при соблюдении указанных рекомендаций должен удовлетворять условию:

$$\gamma_{\max} < \arctg \left| \frac{1g \frac{1}{k_1}}{k_2} \right|,$$

где  $k_1 = (1,2 + 1,3)k$  — коэффициент потерь, который необходимо учесть при конструктивном оформлении механизма.

Условие  $\gamma_{\max} < \gamma_{\text{зад}}$  добивается путем варьирования входных параметров.

Ереванский государственный  
университет

Поступило 13 XI.1970.

Ч. Б. ՇԱՀՐԱԳՅԱՆ, Վ. Մ. ԹԱՐՅԱՆ

ՏԱՐԱԽԱԿԱՆ ՇՈՒԹՏՎԻԿ-ՈՐՈՆԱԿԱՅԻՆ ՄԻՆԱՆՈՎՈՒԹՅԱՆ ԿԱՆԱԳՅՈՒԹՅՈՒՆ  
ԵՎ ԿՈՐԻՍՊՈՆԵՆՏԻ ՓՈՔՐԱՅՈՒՆ ՈՐԻՇ ՇՈՐՅԵՐ

Ա Վ Փ Ո Փ Ա Վ

Հարգանքով արգամ են վերահիշյալ մեխանիզմի նոր տեղակայումով մուլ-  
տիմալ պարամետրներով նախադժման հիմնական բանաձևերը: Գիտված է  
ևսև ուժերի փոխանցման հարցը: Ելնելով կինեմատիկական դույզերի կոնս-  
տրուկտիվ ձևավորումից, առաջարկվում է Մուլյատրիկի ճնշման անկյան ընտ-  
րումը:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Левитский Н. И., Полухин В. П. К выбору осей координат и плоскостей проекций в пространственном четырехзвеннике. "Машиностроение", № 6, 1967.

Ю. Л. САРКИСЯН

### К СИНТЕЗУ ПРОСТРАНСТВЕННОГО НАПРАВЛЯЮЩЕГО ЧЕТЫРЕХЗВЕННИКА

Пространственные механизмы находят растущее применение в современных машинах-автоматах, приборах, системах управления и ориентации. В связи с этим в последние годы большее значение приобрели вопросы анализа и синтеза пространственных движений. Метрическому синтезу пространственных направляющих механизмов посвящены работы [1-3]. В настоящей статье рассматривается общая задача воспроизведения заданной пространственной кривой посредством четырехзвенного рычажного механизма.

**Постановка задачи.** Дана пространственная кривая  $\gamma_0$ , которая может быть определена:

а) параметрическими уравнениями

$$x = f_1(t), \quad y = f_2(t), \quad z = f_3(t);$$

б) уравнениями двух пересекающихся поверхностей

$$\begin{aligned} F_1(x, y, z) &= 0, \\ F_2(x, y, z) &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

в) заданными позициями точек кривой  $\gamma_0$ , т. е. таблицей соответствующих значений координат  $x, y, z$ .

Требуется спроектировать пространственный четырехзвеновый механизм, траектория некоторой точки шатуна которого мало отличается от заданной кривой на требуемом участке  $[x_0, x_1]$ .

Размеры и расположение приближающей шатуновой кривой точки  $E$  в координатной системе  $Oxyz$  (рис. 1, а) зависят от девятнадцати постоянных параметров, в которые входят: координаты  $x_A, y_A, z_A, x_D, y_D, z_D$  неподвижных точек  $A$  и  $D$ , углы  $\beta_1, \gamma_1$  и  $\beta_2, \gamma_2$ , составленные осями вращения I и II с координатными осями  $Ox$  и  $Oy$ , длины  $a$  и  $c$  рычагов  $AB$  и  $CD$ , углы  $\mu, \infty$  между перпендикуляром  $ll$  к плоскости прорези кинематической пары  $C$  и направлениями продольной оси звена  $CD$  и его оси вращения I, угол  $\lambda$  между продольной осью пальца и отрезком  $EC$ , расстояние  $k$  между чертящей точкой  $E$  и центром шароподобного шарнира  $C$ , координаты  $m, h, l$  точки  $B$  в связан-

ной с шатуном подвижной системе  $Sx'y'z'$ , в которой координатная плоскость  $Sx'y'$  проходит через ось  $pp$  и отрезок  $CE$ .

Большинство известных аналитических методов проектирования механизмов основывается на том, что в качестве функции, характеризующей отклонение от заданной зависимости (кривой), может быть принято выражение перемещения дополнительного ползуна, условно

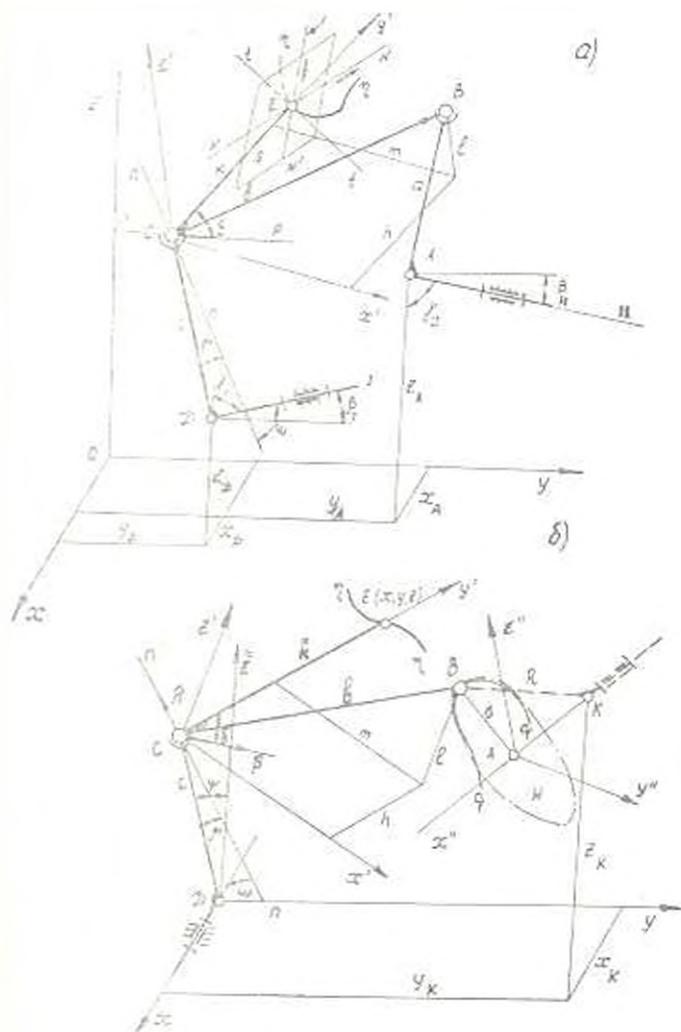


Рис. 1.

вводимого в схему механизма по направлению одного из звеньев. Умножая эту функцию на параметрический вес (двукратное произведение длины одного из звеньев), получаем удобное для минимизации выражение внешней разности [1].

Посмотрим, возможно ли использовать способ взвешенного приближения в рассматриваемой задаче. Потребуем, чтобы точка  $E$  двигалась по заданной пространственной кривой  $\tau$ , накладывая таким об-

разом два новых условия связи, поскольку исключается возможность перемещения точки  $E$  вдоль главной нормали  $NN'$  и бинормали  $N'A'$ , лежащих в нормальной плоскости  $S$ . Следовательно, для обеспечения единичной подвижности преобразованного механизма с новой траекторной парой  $\eta\eta'$  необходимо дополнительно ввести и схему два ползуна, перемещающихся по направлениям звеньев  $CD$  и  $AB$ . Теперь нетрудно убедиться, что определив размеры механизма так, чтобы перемещения ползунунов мало отличались от нуля в заданном интервале  $[x_1, x_2]$ , тем самым обеспечиваем требуемое приближение шатунной кривой точки  $E$  четырехзвенника  $ABCD$  к кривой  $\eta\eta'$ . Однако, как показывает анализ, перемещения ползунунов выражаются через параметры механизма и координаты точки  $E$  в виде сложных иррациональных функций, каждая из которых включает весь набор искомым параметров. Поэтому в данном случае эквивалентная задача минимизации двух извешенных разностей по существу не отличается по сложности от исходной задачи минимизации структурной ошибки механизма, т. е. ошибки, приближающей шатунную кривую по сравнению с заданной кривой  $\eta\eta'$ . Ниже, для синтеза пространственного направляющего четырехзвенника, развивается некоторая новая разновидность общего метода извешенного приближения.

Для упрощения поставленной задачи перенесем начало координат в точку  $D$  и совместим координатную ось  $Ox$  с осью вращения  $I$ , таким образом исключая из рассмотрения параметры  $x_1, y_0, z_0, \gamma_1, \beta$  (рис. 1, б). Если вести произвольную точку  $E$  шатуна двухповодковой группы  $DCE$  по заданной кривой  $\eta\eta'$ , то точка  $B$  данной одноподвижной кинематической цепи опишет определенную траекторию  $qq'$  в пространстве. Теперь легко видеть, что приблизив эту траекторию на требуемом участке к дуге окружности, далее присоединив к кинематической цепи рычаг  $AB$ , точка  $B$  которого описывает данную окружность, и удалив траекторную пару  $qq'$ , получим пространственный четырехзвенник, точка  $E$  которого движется по траектории, мало отличающейся от кривой  $\eta\eta'$  в интервале приближения. В таком случае вместо поставленной задачи можно рассмотреть эквивалентную ей задачу о приближении к окружности пространственной шатунной кривой точки  $B$ .

Кривая в пространстве может быть определена как геометрическое место точек пересечения двух поверхностей. Соответственно окружность можно рассмотреть как линию пересечения сферы и плоскости. Следовательно, чтобы на требуемом участке траектория точки  $B$  мало отличалась от окружности, должны быть приближенно выполнены следующие два условия:

1. Точки траектории  $qq'$  (позиции точки  $B$ ) на участке приближения должны лежать на сфере.
2. Точки траектории  $qq'$  на участке приближения должны находиться в одной плоскости.

Первое условие записывается в виде равенства:

$$G_1 = (x_B - x_A)^2 + (y_B - y_A)^2 + (z_B - z_A)^2 - R^2 = 0, \quad (2)$$

где  $K$  — центр сферы, а  $R$  — ее радиус.

Второе условие обеспечивается, если координаты точки  $B$  во всех положениях внутри интервала приближения удовлетворяют уравнению некоторой плоскости  $H$ :

$$G_2 = Mx_B + Ny_B + LZ_B + T = 0. \quad (3)$$

К тому же равенству приходим также другим путем. Поместим начало новой системы координат в точке  $A$  и направим ось абсцисс по оси вращения  $\Pi$  звена  $AB$ . Если пространственная траектория  $qq$  имеет некоторый участок, точки которого лежат в координатной плоскости  $z'Ay'$ , то абсциссы их, очевидно, равны нулю. Принимая во внимание известные формулы преобразования координат, получаем:

$$x_B = x_A, \quad x_B \cos \alpha_{\Pi} = y_B \cos \beta_{\Pi} + z_B \cos \gamma_{\Pi} = 0, \quad (4)$$

где  $\cos \alpha_{\Pi}$ ,  $\cos \beta_{\Pi}$ ,  $\cos \gamma_{\Pi}$  — направляющие косинусы оси  $Ax'$  (оси вращения  $\Pi$ ).

Выражения (3) и (4) являются общим и нормальным уравнениями плоскости приближаемой окружности, т. е. координатной плоскости  $z'Ay'$ . Для приведения общего уравнения (3) к нормальному виду (4) достаточно умножить его на нормирующий множитель

$$\frac{1}{\sqrt{M^2 + N^2 + L^2}}.$$

Перед тем как непосредственно перейти к определению неизвестных размеров механизма, выразим координаты  $x_B$ ,  $y_B$ ,  $z_B$ , входящие в равенства (2) и (3), через искомые параметры и известные координаты  $x$ ,  $y$ ,  $z$  чертящей точки  $E$ .

Рекуррентные соотношения между координатами точек  $B$  и  $E$  двухповодковой пространственной группы  $DCB$ . В данном случае имеем задачу определения положения точки  $B$  шатуна трехзвенного механизма с высшей (траекторной) парой при заданных значениях координат  $x$ ,  $y$ ,  $z$  точки  $E$ .

Сначала выведем зависимость угла поворота  $\psi$  звена  $CD$  от координат  $x$ ,  $y$ ,  $z$ . С этой целью воспользуемся условием постоянства расстояния  $CB$  в координатной форме:

$$(x_C - x_B)^2 + (y_C - y_B)^2 + (z_C - z_B)^2 = k^2. \quad (5)$$

Подставляя в выражение (5) соотношения:

$$x_C = 0; \quad y_C = -c \sin \psi; \quad z_C = c \cos \psi, \quad (6)$$

после ряда преобразований получаем квадратное уравнение относительно  $\sin \psi$ , решение которого представляется в виде

$$\sin \psi = \frac{-V \pm \sqrt{V^2 - 4WQ}}{2W}, \quad (7)$$

где

$$\begin{aligned} V &= 4c^2(y^2 + z^2); \\ W &= 4cy(z^2 + c^2 - k^2); \\ Q &= c^4 - k^4 - 2c^2k^2 - 4c^2z^2 + 2\beta^2(c^2 - k^2) - \beta^4; \\ \beta^2 &= x^2 + y^2 + z^2. \end{aligned}$$

Определив по формуле (7) угол  $\varphi_n$  по соотношениям (6) находим координаты точки  $B$ .

Свяжем с катушкой  $СВЕ$  подвижную систему координат  $Cx'y'z'$ , направив ось ординат по отрезку  $СВ$ , а ось абсцисс перпендикулярно плоскости, проходящей через ось симметрии пальца и отрезок  $СК$ . Направляющие косинусы оси  $Cy'$  определяются по соотношениям:

$$\cos \alpha_2 = \frac{x - xc}{k}; \quad \cos \beta_2 = \frac{y - yc}{k}; \quad \cos \gamma_2 = \frac{z - zc}{k}. \quad (8)$$

Для нахождения направления перпендикуляра  $nn$  к плоскости прорези имеем условие  $\varphi_n = 180^\circ - \psi$ , а также равенство:

$$-\sin \psi \cos \beta_n + \cos \psi \sqrt{1 - \cos^2 \beta_n} - \cos^2 \psi = \cos \varphi_n. \quad (9)$$

Преобразуя равенство (9), получаем квадратное уравнение относительно  $\cos \beta_n$ , решение которого имеет вид:

$$\cos \beta_n = -\sin \psi \cos \psi \pm \sqrt{\sin^2 \psi \cos^2 \psi + \cos^2 \psi \sin^2 \psi}. \quad (10)$$

Направляющий косинус  $\cos \gamma_n$  равен радикалу в равенстве (9).

Для вычисления значений углов  $\alpha_p$ ,  $\beta_p$ , определяющих направление оси  $pp$  пальца, найдем условие перпендикулярности прямых  $nn$  и  $pp$ , а также выражение скалярного произведения ортов осей  $pp$  и  $Cy'$ :

$$\left. \begin{aligned} \cos \alpha_n \cos \alpha_p + \cos \beta_n \cos \beta_p + \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_n - \cos^2 \beta_n} \times \\ \times \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_p - \cos^2 \beta_p} = 0 \\ \cos \alpha_2 \cos \alpha_p + \cos \beta_2 \cos \beta_p + \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_2 - \cos^2 \beta_2} \times \\ \times \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_p - \cos^2 \beta_p} = \cos \delta \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Далее определяем направляющие косинусы оси  $Cx'$ . Используя условие ее перпендикулярности к оси  $Cy'$  и известный угол  $90^\circ - \delta$  между осями  $Cx'$  и  $pp$ , имеем:

$$\left. \begin{aligned} \cos \alpha_1 \cos \alpha_p + \cos \beta_1 \cos \beta_p + \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_1 - \cos^2 \beta_1} \times \\ \times \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_p - \cos^2 \beta_p} = 0 \\ \cos \alpha_1 \cos \alpha_p + \cos \beta_1 \cos \beta_p + \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_1 - \cos^2 \beta_1} \times \\ \times \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_p - \cos^2 \beta_p} = \sin \delta \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где углы  $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1, \beta_2, \gamma_2$  найдены по формулам (8) и (11).

Наконец, направление третьей координатной оси  $Cz^3$  устанавливаем при помощи следующей системы уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \cos \alpha_1 \cos \alpha_2 + \cos \beta_1 \cos \beta_2 + \cos \gamma_1 \sqrt{1 - \cos^2 \beta_1 - \cos^2 \gamma_1} &= 0 \\ \cos \alpha_2 \cos \alpha_1 + \cos \beta_2 \cos \beta_1 + \cos \gamma_2 \sqrt{1 - \cos^2 \beta_2 - \cos^2 \gamma_2} &= 0 \end{aligned} \right\},$$

выражающей условие ортогональности координатных осей.

Для вычисления значений направляющих косинусов по полученным формулам необходимо задаваться величинами  $c, k, u, v, \delta$ . При принятых обозначениях  $x_E = m, y_E = h, z_E = l$  искомые рекуррентные соотношения могут быть представлены в следующем виде:

$$\left. \begin{aligned} x_B &= m \cos \beta_1 + h \cos \alpha_1 + l \cos \gamma_1; \\ y_B &= y_C + m \cos \beta_2 + h \cos \beta_1 + l \cos \beta_2; \\ z_B &= z_C + m \cos \gamma_1 + h \cos \gamma_2 + l \cos \gamma_2. \end{aligned} \right\} (14)$$

Формулы (14) значительно упрощаются, если чертящая точка  $E$  расположена на продольной оси  $CB$ . В этом частном случае, соответствующем условиям  $m=0, l=0$ , рекуррентные соотношения принимают вид:

$$\left. \begin{aligned} x_B &= h \cos \alpha_1; \\ y_B &= y_C + h \cos \beta_1; \\ z_B &= z_C + h \cos \gamma_1. \end{aligned} \right\} (15)$$

Подставляя значения  $\cos \beta_1, \cos \beta_2, \cos \gamma_2$  из формул (8) и производя преобразования, получаем:

$$\left. \begin{aligned} x_B &= \frac{h}{k} x_C; \\ y_B &= y_C + \frac{h}{k} (y_C - y_A); \\ z_B &= z_C + \frac{h}{k} (z_C - z_A). \end{aligned} \right\} (16)$$

**Целевая функция и определение искомых размеров.** Задача синтеза пространственного направляющего четырехзвенника в вышеприведенной постановке сводится к минимизации выражений (2) и (3) в заданном интервале приближения  $|x_n, x_n|$ . Поэтому целевую функцию можно образовать в следующем виде:

$$G = \sum_{i=0}^n G_{1i}^2 + \sigma \sum_{i=0}^n G_{2i}^2. \quad (17)$$

где  $n$  — число выбранных точек на отрезке приближения кривой  $\gamma_k$ , а  $\varepsilon$  — некоторое положительное число, варьируя значением которого, каждой из двух сумм в формуле (17) можно приписать большую или меньшую роль в процессе минимизации. Для простоты примем  $\varepsilon = 1$ .

Подставляя найденные рекуррентные соотношения (14) в выражения (2) и (3) и преобразуя с учетом соотношений:

$$\begin{cases} \cos^2 \alpha_i = \cos^2 \beta_i = \cos^2 \gamma_i = 1 \\ \cos \alpha_i \cos \gamma_i = \cos \beta_i \cos \beta_i = \cos \gamma_i \cos \gamma_i = 0 \end{cases} \quad \begin{cases} i = 1, 2, 3; \\ j = 1, 2, 3; i \neq j. \end{cases}$$

целевую функцию можно привести к виду:

$$\begin{aligned} G = & \sum_{i=1}^n |2m(y_{ci} \cos \beta_{1i} - z_{ci} \cos \gamma_{1i}) + 2h(y_{ci} \cos \beta_{2i} - z_{ci} \cos \gamma_{2i}) + \\ & + 2l(y_{ci} \cos \beta_{3i} - z_{ci} \cos \gamma_{3i}) - 2mx_k \cos \alpha_{1i} - 2hx_k \cos \alpha_{2i} - 2lx_k \cos \alpha_{3i} - \\ & - 2my_k \cos \beta_{1i} - 2hy_k \cos \beta_{2i} - 2ly_k \cos \beta_{3i} - 2mz_k \cos \gamma_{1i} - 2hz_k \cos \gamma_{2i} - \\ & - 2lz_k \cos \gamma_{3i} - 2y_c y_k - 2z_c z_k + m^2 + h^2 + l^2 + c^2 + x_k^2 + y_k^2 + z_k^2 \cdot R^2] + \\ & - \sum_{i=1}^n |Mm \cos \alpha_{1i} + Mh \cos \alpha_{2i} + Ml \cos \alpha_{3i} + Nm \cos \beta_{1i} + Nh \cos \beta_{2i} + \\ & + Nl \cos \beta_{3i} + Lm \cos \gamma_{1i} + Lh \cos \gamma_{2i} + Ll \cos \gamma_{3i} + Ny_c - Lz_c - T|^2. \end{aligned} \quad (18)$$

Из условий минимума функции (18) целесообразно определить только параметры  $m, h, l, x_k, y_k, z_k, R, \beta_{1i}, \gamma_{1i}$ , предварительно задаваясь величинами  $c, k, \alpha, \mu, \nu$ , входящими в выражения направляющих косинусов, и координат  $y_c, z_c$ , так как только в этом случае удается образовать выражение  $G$ , коэффициенты которого представляют собой суммы от значений известных функций переменной  $x$  в выбранных точках, вычисляемые до процедуры минимизации. Нетрудно заметить, что при обращении в нуль величины целой функции обращается в нуль также величина отклонения  $\Delta$  шатунной кривой точки  $E$  от заданной кривой  $\gamma_k$ , следовательно, число точек пересечения шатунной кривой с заданной траекторией равно числу точек пересечения траектории  $qq$  точки  $B$  вспомогательного механизма с окружностью.

Вычисление всех одиннадцати неизвестных коэффициентов  $x_k, y_k, z_k, R, M, N, L, T, m, h, l$  функции (18) из необходимых условий ее минимума сводится к достаточно сложной системе нелинейных уравнений. Применение метода Лагранжа тоже не приводит к заметным упрощениям. Поэтому для нахождения минимума целевой функции целесообразно использовать поисковые методы (метод градиента, поискового спуска и случайного поиска).

После определения искомых параметров находим значения углов  $\alpha_{1i}, \beta_{1i}, \gamma_{1i}$  по формулам:

$$\begin{aligned}\cos \alpha_{11} &= \frac{M}{\pm \sqrt{M^2 + N^2 + L^2}}; \\ \cos \alpha_{12} &= \frac{N}{\pm \sqrt{M^2 + N^2 + L^2}}; \\ \cos \alpha_{13} &= \frac{L}{\pm \sqrt{M^2 + N^2 + L^2}}.\end{aligned}\quad (19)$$

Для определения координат точки  $A$  (точки пересечения оси  $l$  с плоскостью  $l_1$ ) сначала находим расстояние центра  $K$  от данной плоскости:

$$d = \frac{Mx_K + Ny_K + Lz_K + T}{\sqrt{M^2 + N^2 + L^2}},$$

затем, принимая во внимание соотношения (19), получаем:

$$x_A = \frac{dM}{\pm \sqrt{M^2 + N^2 + L^2}} = x_{A2}$$

$$y_A = \frac{dN}{\pm \sqrt{M^2 + N^2 + L^2}} = y_{A2}$$

$$z_A = \frac{dL}{\pm \sqrt{M^2 + N^2 + L^2}} = z_{A2}$$

Длина звена  $AB$  равна:

$$a = \sqrt{(x_B - x_A)^2 + (y_B - y_A)^2 + (z_B - z_A)^2}.$$

Ереванский политехнический институт  
им. К. Маркса

Поступило 17.IX.1970.

Ձեռ. 1, ՍՍՐՄԿՅԱՆ

ՏԱՐԱԼՆԱԿԱՆ ԱՆՎՈՐՈՐԹՅՔ ՔՈՆՈՐԱԿԵ ԽԵՐԵՋԻ ՎԵՐԱԵՐՅՈՒ

Ս. Վ Վ Ո Փ Ո Ւ Վ

Հոդվածը նվիրված է տարածական բառադակ մեխանիզմի մետոդի սինթեզին՝ ըստ շարժումների կետի տրված շտապովի քինեմատիկայի խնդիրը ընդլայնելով և տրված հետազոտով ձևավորված շարժաՊեկային կորը շրջանագծով մատարկելուն:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шахбази К. Х. Синтез пространственных направляющих и передаточных механизмов. „Механика машин“, № 12, 1967

2. Лебедев П. А. Синтез направляющей простого тншного четырехзвенного кривошипно-коромыслового механизма. Сб. „Анализ и синтез механизмов“, Машиностроение, 1969.
3. Угалои А. Аналитический синтетический синтез механизмов по заданной кинематике перемещений. „Конструирование и технологии машиностроения“, № 2, 1965.
4. Левицкий И. И. Проектирование механизмов с низшими парами. Изд-во АН СССР, 1950.

В. Н. БУКИН

## НЕКОТОРЫЕ ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНОГО ПРИРОСТА РАСХОДА ТОПЛИВА КОТЛОАГРЕГАТОВ С ПОМОЩЬЮ АВМ

При разработке систем автоматической оптимизации режима ТЭЦ одним из важнейших вопросов является изыскание простых и надежных методов корректировки энергетических характеристик котлоагрегатов с целью получения таких характеристик в процессе эксплуатации, которые соответствовали бы фактическому состоянию агрегатов. В процессе эксплуатации характеристики относительного прироста расхода топлива (ОПРТ) котлоагрегатов значительно изменяются во времени вследствие изменения агрегата в межремонтный период его работы (шлакование поверхностей нагрева и занос их летучей золой, выгорание зажигательных поясов, обгорание горелочных устройств, разуплотнение агрегата и увеличение присосов холодного воздуха и др.). По данным литературы отклонение действительных значений характеристик ОПРТ котлоагрегатов от расчетных может достигать до 20% [1]. Это приводит к необходимости измерения действительных значений ОПРТ в процессе эксплуатации, так как учет реального режима может свести к нулю эффект оптимизации. Действительные значения характеристик ОПРТ определяются по методу прямого и обратного баланса [2, 3]:

По методу прямого баланса характеристики ОПРТ определяется как

$$b_s = \frac{\Delta B}{\Delta D} \quad (1)$$

где  $\Delta B$  — приращение расхода топлива;

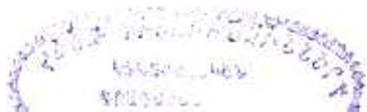
$\Delta D$  — приращение расхода пара.

Метод обратного баланса основан на определении к. п. д. как

$$\eta = 1 - \sum q_i \quad (2)$$

где  $q_i$  — потери ( $i = 1, 2, \dots, 6$ ).

Относительный прирост является функцией к. п. д. и расхода тепла





$$b_k = b_{k0} + \Delta b. \quad (6)$$

Уравнение (6) состоит из двух слагаемых. Первое слагаемое содержит номинальные значения переменных. Второе слагаемое содержит вариации переменных, которые являются разностями между реальными и номинальными значениями возмущаемых величин; это слагаемое может также содержать и некоторые номинальные величины.

Последнее уравнение называется уравнением в возмущениях.

С учетом изложенного, вторую часть выражения (6) можно представить в виде

$$\Delta b = b_k - b_{k0} = 14,29 \left[ \left( \frac{1}{\tau} - \frac{1}{\tau_0} \right) + \frac{Q \left( \frac{dq_2}{dQ} + \dots + \frac{dq_6}{dQ} \right)}{\tau^2} - \frac{Q \left( \frac{dq_{20}}{dQ} + \dots + \frac{dq_{60}}{dQ} \right)}{\tau_0^2} \right]. \quad (7)$$

где

$$\tau = \tau_0 - \sum \Delta q_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6);$$

$\tau_0$  — к. п. д. котла-агрегата в статическом состоянии.

В выражении (7) согласно [3]  $q_2$  в процессе эксплуатации меняется во времени, хотя зависимость  $q_2$  от нагрузки котла очень близка к линейной. Зависимость потерь с механической неполнотой сгорания  $q_4$  от расхода пара можно считать довольно устойчивым. Потери на отдачу тепла в окружающую среду  $q_5$  и с физическим теплом шлака  $q_6$  принимаются постоянными. Кроме того, можно считать установленным, что в современных котельных установках с хорошо отлаженной системой автоматики горение окиси углерода и уходящих газов отсутствует ( $q_1 = 0$ ).

Таким образом, основным фактором, характеризующим изменение состояния котла во времени, является изменение потерь  $q_2$  и  $q_4$ , т. е.  $\Delta q_2$  и  $\Delta q_4$ , поэтому выражение (7) после ряда преобразований можно записать так:

$$\Delta b = 14,29 \left[ \frac{\Delta q_2 - \Delta q_4}{\tau_0 (\tau_0 - \Delta q_2 - \Delta q_4)} + Q \frac{\left( \frac{d\Delta q_2}{dQ} + \frac{d\Delta q_4}{dQ} \right) - (2\tau_0 \Delta q - \Delta q^2) \frac{d\tau_0}{dQ}}{\tau_0^2 (\tau_0 - \Delta q_2 - \Delta q_4)^2} \right]. \quad (8)$$

Принимая согласно [3]  $\Delta q_2$  и  $\Delta q_4$  постоянным во всем диапазоне нагрузок, т. е. кривая перемещается параллельно вдоль оси ординат во времени, и пренебрегая  $\Delta q_4$  по сравнению с  $\Delta q_2$  ввиду малости  $\Delta q_4$  по сравнению с  $\Delta q_2$ , а также считая, что

будем иметь:

$$\Delta b = A(\Delta q_2 - Qk\Delta q_1), \quad (9)$$

где

$$A = \frac{14,29}{\gamma},$$

$$K = \frac{2}{v_0} \frac{dv_0}{dQ};$$

и соответственно:

$$b_k = b_{k0} + \Delta b_k = b_{k0} + A(\Delta q_2 - Qk\Delta q_1). \quad (10)$$

Выражение (10), как указывалось, состоит из двух частей, где  $b_{k0}$  — точное решение, полученное заранее с помощью цифровой машины,  $\Delta b_k$  — решение, которое получается на АВМ.

Величины  $A = f_1(Q)$ ,  $K = f_2(Q)$  не изменяются по времени, поэтому они могут быть вычислены заранее с достаточной точностью при разных значениях  $Q$ .

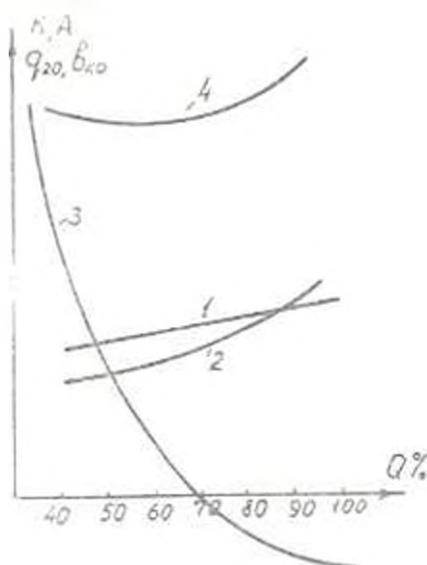


Рис. 1. Характер изменения зависимостей: 1 —  $q_{21} = f_1(Q)$ ; 2 —  $b_{k0} = f_2(Q)$ ; 3 —  $K = f_2(Q)$ ; 4 —  $b_k = f_1(Q)$

Таким образом, при построении приростомера необходимо иметь заранее вычисленные значения:

$$A = \frac{14,29}{\gamma} = f_1(Q);$$

$$K = \frac{2}{v_0} \frac{dv_0}{dQ} = f_2(Q); \quad (11)$$

$$b_{20} = f_3(Q);$$

$$q_{20} = f_4(Q)$$

и вводить в АВМ значения  $Q$  и  $q_{20}$ , которые получаются в темпе производства.

Характер изменения зависимостей

$$A = f_1(Q); K = f_2(Q); b_{20} = f_3(Q); q_{20} = f_4(Q)$$

приведен на рис. 1.

Модель приростомера, полученная в результате реализации на серийной аналоговой машине типа МН-7 выражения (9), представлена на рис 2. Модель состоит: из датчиков  $q_{20}$  и  $Q$ , которые измеряют эти значения в процессе эксплуатации; функциональных блоков  $\Phi Б_1 - \Phi Б_4$ , на которые занесены зависимости (11); трех сумматоров  $\Sigma_1 - \Sigma_3$  и трех множительных блоков  $МБ_1 - МБ_3$ .

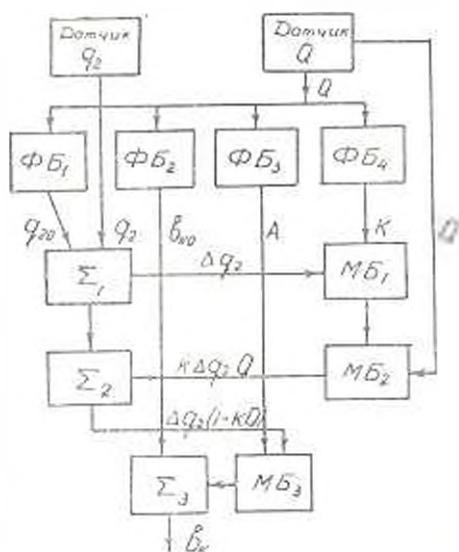


Рис. 2. Схема моделирования уравнения приростомера с помощью серийной АВМ типа МН-7.

Определение текущих значений  $b_2$  производится следующим образом. При задании текущего значения нагрузки котла  $Q$  с функциональных блоков  $\Phi Б_1 - \Phi Б_4$  снимаются соответственно значения

$$q_{20}; b_{20}; A \text{ и } K.$$

Поступление текущего значения  $q_{20}$  дает на выходе сумматора  $\Sigma_1$  значение приращения  $\Delta q$ , которое поступает на множительный блок  $МБ_1$ , одновременно на  $МБ_1$  поступает значение  $K$  с функционального блока  $\Phi Б_4$ . На выходе  $МБ_1$  таким образом имеем произведение  $K \Delta q_{20}$ , которое поступает на множительный блок  $МБ_2$ . Одновременно на  $МБ_2$  поступают текущие значения  $Q$ . С выхода  $МБ_2$  снимается произведе-

ние  $K\Delta d, Q$ . С выхода сумматора  $\Sigma_1$  получается значение  $\Delta q_2(1 - KQ)$ , которое в множительном блоке  $МБ_2$  реализуется в приращении  $\Delta b$ . В сумматоре  $\Sigma_2$  вычисляется окончательно текущее значение относительного прироста  $b_p$ .

Эффективность метода можно продемонстрировать, приняв, что АВМ, решая уравнение (4), определяет  $b_k$  с ошибкой, составляющей  $1\%$ . Примем, что величина возмущения

$$\Delta b = 0,1 b_{k0}$$

Если бы на АВМ определялось непосредственно  $b_k$ , то в решении содержалась бы ошибка в  $1\%$ . Предположим, что известно точное значение  $b_{k0}$ , тогда

$$b_k = b_{k0} + \Delta b = b_{k0} + 0,1 b_{k0} = b_{k0}(1 + 0,1) = 1,1 b_{k0}$$

Решение, содержащее ошибку

$$\begin{aligned} b_k^* &= b_{k0} + \Delta b = 0,01 \Delta b = b_{k0} + 0,1 b_{k0} = 0,001 b_{k0} = \\ &= 1,1 b_{k0} = 0,001 b_{k0} = 1,1 b_{k0} (1 - 0,001). \end{aligned}$$

Так как

$$b_k = 1,1 b_{k0}$$

то

$$b_k^* = b_k (1 - 0,001)$$

и погрешность

$$\varepsilon_1 = \pm 0,001.$$

Без решения в приращениях

$$b_k^* = b_k (1 - 0,01) \quad \text{и погрешность } \varepsilon_2 = \pm 0,01.$$

Соответственно

$$\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} = C = \frac{0,01}{0,001} = 10.$$

Резюмируя изложенное, отметим, что решение выражения (3) по методу возмущений позволяет повысить точность решения с помощью средств аналоговой техники. Члены выражения (3), не изменяющиеся во времени от изменения состояния котлоагрегата, исключаются и соответственно количество входящей информации для определения текущих значений  $b_k$  уменьшается. Определение значения  $b_k$  в приращениях сокращает объем оборудования при построении приростомера для котлоагрегата. Использование данной методики позволяет оценить влияние каждого из видов потерь на изменение ОПРТ котлоагрегата во времени.

Վ. Կ. ՅՈՒԿԵՆ

ԱՆԱՆՈՎՈՒՅԻՆ ՄԵՔԵՆԱՆԵՐԻ ՄԻՋՈՑՈՎ ՎՍՈՒՆԱՆՏՈՒԹՅԱՆ ԻՆՎԵՍՏ  
 ՀԱՐԱՔԵՐԱԿԱՆ ԱՃԵՐԻ ԶԱՓՈՒՐԴՆԵՐԻ ՃՇՏՈՒԹՅԱՆ ԲԱՐՁՐԱՅՄԱՆ  
 ՈՐՈՇ ՈՒՂԻՆԵՐԸ

Ա մ փ օ փ ո ս մ

Աշխատանքում արվում է աճերը շափող հարմարանքի կառուցման մեթոդիկան՝ կաթնաշաղկապակի ՎՄՉԱ (վառելանյութի ծախսի հարաբերական աճի) բնթացիկ արժեքների սրտչման համար: ՎՄՉԱ-ի սրտչման ճշտությունը բարձրացման նպատակով օգտագործվում է փրգովմանքի մեթոդը, որը թույլ է տալիս արտահայտությունը վերլուծել 2 բաղադրիչների՝ նոմինալ արժեքի և նոմինալ արժեքից շեղման:

Ցույց է արված, որ աճերի հազմաարտմանների լուծումը թույլ է տալիս նրանակալիտրեն բարձրացնել ճշտությունը անալոգային տեխնիկայի հնարավորությունների միջոցով:

Քերվում է ստացված արտահայտության մոդելավորման սխեման, որը մոդելացված է սերիական թողարկվող անալոգային հաշվիչ մեքինաների վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Сивько В. М. Обоснование выбора и разработки комплекса ВУ для расчетов и автоматического ведения экономического режима энергосистем и тепловых электростанций. Киев, 1966.
2. Ахундия Э. Б. Погрешность измерения относительного прироста расхода топлива блока котел-турбогенератор методом прямого баланса. „Теплоэнергетика“, № 1, 1967.
3. Сивько В. М. Вычислительное устройство для расчета относительного прироста расхода топлива и к. п. д. паровых котлов. Материалы научно-технического совещания. Киев, вып. 1, 1960.
4. Левиц П. Методы решения технических задач с использованием аналоговых вычислительных машин. Изд. „Мир“, М., 1966.

ЭНЕРГЕТИКА

Д. С. МЕЛКОНЯН, В. И. СЛАКОВ

О ВЫЧИСЛЕНИИ ПРЕОБРАЗОВАНИЙ ФУРЬЕ ПРИ РАСЧЕТАХ  
 ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ И ЧАСТОТНЫХ  
 ХАРАКТЕРИСТИК ЛИНЕЙНЫХ СИСТЕМ

Методы приближенного вычисления преобразований Фурье служат при исследовании линейных систем основой для решения следующих двух взаимно обратных задач: 1) расчет переходного процесса в системе по ее частотным характеристикам, определенным из эксперимента или расчетным путем, 2) расчет частотных характеристик по экспериментально определенной кривой переходного процесса.

Большинство существующих методов решения этих задач является графическим или графо-аналитическим, и в настоящее время актуальна задача разработки численных методов, приводящих к алгоритмам, удобным для реализации на ЭЦМ. Следует отметить, что для решения задач корреляционного анализа по тем или иным формулам дискретного преобразования Фурье созданы алгоритмы машинного вычисления преобразования Фурье [1]. Однако используемые при этом принципы задания в качестве исходной информации дискретных значений преобразуемой функции в равноотстоящих точках (здесь арифметической прогрессии) являются неэффективными при обработке частотных и временных характеристик линейных систем, так как приводят к избыточности задания неоправданно большого объема исходной информации для расчетов.

В настоящей работе предлагается метод численного преобразования Фурье, позволяющий эффективно обрабатывать частотные и временные характеристики, благодаря своему принципу выборки: в качестве исходной информации служат дискретные значения преобразуемой функции, заданные в точках, составляющих возрастающую геометрическую прогрессию.

Приближенное вычисление преобразований Фурье выполняется в два основных этапа: 1) аппроксимация исходной функции аналитическим выражением, 2) выделение косинус- и синус-преобразований Фурье от аппроксимирующей функции.

**Метод аппроксимации.** Для решения первого этапа разработан численный метод, позволяющий аппроксимировать исходную функцию  $f(x)$ , заданную на отрезке от 0 до  $L$ , функцией  $Q(x)$  согласно условию:

$$f(x_i) = Q(x_i), \quad (1)$$

где  $x_i = L^i c^i$  ( $i = 0, 1, \dots$ ) — узловые точки, составляющие геометрическую прогрессию со знаменателем  $c > 1$ .

В качестве  $Q(x)$  предлагается ряд

$$Q(x) = \sum_{k=0}^N Q_k \psi(2^k x^N) \sin(2^k x^N), \quad (2)$$

где  $Q_k$  — коэффициенты ряда;  $\psi(x)$  — непрерывная функция от  $x$ ,

$$\psi = 2^{k-1} \frac{\pi}{L^N}, \quad N = \frac{\log 2}{\log c},$$

представляющий обобщение ряда, рассмотренного в [2]. Аргументы синусовид, входящих в ряд (2), содержат множители  $1, 2, 4, \dots, 2^k, \dots$ , возрастающие как члены геометрической прогрессии со знаменателем, равным 2. Благодаря этому, в узловых точках  $x_i$ , также образующих геометрическую прогрессию, обращаются в нуль те члены ряда, для которых  $k > i$ . Процесс определения коэффициентов ряда, использующий это свойство, сводится к следующему.

При  $x = L$   $Q(L) = Q_0 \psi\left(\frac{\pi}{2}\right)$ . Следовательно, с учетом (1)

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

В общем случае

$$Q\left(\frac{L}{c^i}\right) = \sum_{k=0}^{i-1} Q_k \psi(2^{k-i+1} \pi) \sin(2^{k-i+1} \pi).$$

Следовательно, с учетом (1)

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

Формулы (3) позволяют определять коэффициенты  $Q_i$  в порядке возрастания индекса  $i$ . Чтобы можно было определять  $Q_i$  в произвольной последовательности, формулы (3) преобразовываются к виду:

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

где

$$\xi_0 = \frac{1}{\psi\left(\frac{\pi}{2}\right)}, \quad \xi_j = -\xi_0 \sum_{k=0}^{j-1} \xi_k \psi(2^{k-j+1} \pi) \sin(2^{k-j+1} \pi), \quad (5)$$

Коэффициенты  $\xi_j$  не зависят от вида аппроксимируемой функции, а также от показателя степени  $N$  и при заданной  $\psi(x)$  могут быть табулированы.

Оставив в выражении (2)  $n + 1$  первых членов, получаем усеченный ряд

$$Q_n(x) = \sum_{k=0}^n Q_k \psi(v_k x^N) \sin(v_k x^N). \quad (6)$$

Если коэффициенты  $Q_k$  определяются по формулам (3) или (4), то  $Q_n(x_i) = f(x_i)$  при  $i = 0, \dots, n$ .

Благодаря этому свойству, для конкретных задач аппроксимации используется функция  $Q_n(x)$ , важным свойством которой является то, что добавление новых членов с коэффициентами  $Q_{n+1}, \dots$  не требует изменения значения уже вычисленных коэффициентов  $Q_0, \dots, Q_n$ .

Функция  $Q_n(x)$  точно совпадает с  $f(x)$  в узловых точках. Однако необходимо добиться совпадения этих функций и в промежутках между узловыми точками. Для этого выберем такой показатель прогрессии, чтобы  $f(x)$  изменялась между узловыми точками по плавным кривым, и потребуем того же от функции  $Q_n(x)$ . Характер изменения  $Q_n(x)$  между узловыми точками во многом определяется видом функции  $\psi(x)$ , в зависимости от которой из общей формулы (6) получают различные аппроксимирующие выражения. В работе исследован ряд

$$Q_n(x) = \sum_{k=0}^n Q_k \exp(v_k a x^N) \sin(v_k x^N) \quad (7)$$

$[\psi(x) = \exp(ax)]$  при разных значениях параметра  $a$ . При  $a = 0$   $Q_n(x)$  состоит из синусоид; при этом  $k$ -ый член ряда имеет между узловыми точками  $x_{i-1}$  и  $x_i$   $2^{k-1}$  экстремумов. При положительном  $a$  синусоиды разных частот, входящие в (7), экспоненциально нарастая, обуславливают колебательный характер изменения  $Q_n(x)$  между узловыми точками. Напротив, при отрицательных  $a$  синусоиды разных частот, из которых состоит ряд (7), с возрастанием  $x$  экспоненциально затухают. Благодаря этому, характер изменения функции  $Q_n(x)$  между узловыми точками  $x_{i-1}$  и  $x_i$  обуславливается главным образом членами ряда с порядковыми номерами  $k \leq i$ , которые при  $x_{i-1} \leq x \leq x_i$  экстремумов не имеют, а колебания, создаваемые членами ряда с индексами  $k > i$ , оказываются сглаженными. В соответствии с этим установлено, что параметр  $a$  целесообразно выбирать в пределах  $-1,1 \leq a \leq -0,6$ . Например, при  $a = -1$   $Q_n(x)$  обеспечивает весьма плавное соединение узловых точек  $x_0, x_1$  и т. д., а между точками  $x_0, \dots, x_3$  имеет небольшие колебания, затухающие по мере удаления от  $L$ . Это явление, аналогичное описанному в [2], может быть устранено, если рядом  $Q_n(x)$  аппроксимировать непосредственно не  $f(x)$ , а вычисленную по ней функцию

$$h(x) = f(x) - bf(L) \exp\left(-\frac{\pi x^N}{4L}\right) \sin\left(\frac{\pi x^N}{4L}\right),$$

где

$$b = 1/\exp\left(-\frac{\pi}{4}\right) \sin \frac{\pi}{4}.$$

В этом случае выражение, аппроксимирующее  $f(x)$  согласно условию (1), приобретает следующий вид:

$$S_n(x) = \sum_{k=-1}^n S_k \exp(-\varphi_k x^N) \sin(\varphi_k x^N) = \sum_{k=-1}^n S_k \varphi_k(x), \quad (8)$$

где

$$S_{-1} = bf(L); \quad S_0 = 0; \quad S_k = \sum_{j=1}^{k+1} \xi_j h\left(\frac{L}{x^{2j-1}}\right). \quad (9)$$

Значения коэффициентов  $\xi_j$ , входящих в эти формулы, совпадают со значениями аналогичных табулированных коэффициентов [2]. Функция  $S_n(x)$  представляет гладкую кривую, совпадающую с аппроксимируемой функцией в узловых точках.

**Формулы численного преобразования Фурье.** Принцип приближенного вычисления косинус- $F_c(x)$  и синус- $F_s(x)$  преобразований Фурье от функции  $f(x)$  заключается в следующем. Выбирается отрезок  $L$  таким образом, чтобы  $f(L)$  можно было считать практически равным установившемуся значению:  $f(x) \approx f(L)$  при  $x \geq L$ . Тогда

$$F_c(x) = \int_0^{\infty} f(x) \cos \alpha x dx \approx \int_0^L f(x) \cos \alpha x dx - \frac{f(L)}{\alpha} \cos \alpha L, \quad (10)$$

$$F_s(x) = \int_0^{\infty} f(x) \sin \alpha x dx \approx \int_0^L f(x) \sin \alpha x dx + \frac{f(L)}{\alpha} \sin \alpha L.$$

Для вычисления интегралов  $f(x)$  заменяется на отрезке от 0 до  $L$  функцией  $S_n(x)$ . Интегралы  $S_n \int_0^L \varphi_k(x) \cos \alpha x dx$  и  $S_n \int_0^L \varphi_k(x) \sin \alpha x dx$  вычисляются по известным формулам [3] путем замены  $\varphi_k(x)$  на каждом из промежутков  $[x_{i-1}, x_i]$ , где  $x_i = ih_k = i \frac{L}{p_k}$  ( $i = 0, 1, \dots, p_k$ ), отрезком прямой, соединяющей ординаты  $\varphi_k(x_{i-1})$  и  $\varphi_k(x_i)$ . В результате формулы (10) примут вид:

$$F_c(x) \approx \sum_{k=-1}^n 2S_k \frac{1 - \cos \alpha h_k}{\alpha^2 h_k} \sum_{i=1}^{p_k-1} \varphi_k(ih_k) \cos(\alpha ih_k) + \\ + \sum_{k=-1}^n S_k \varphi_k(L) \left| \frac{1}{\alpha} \left( 1 - \frac{\sin \alpha h_k}{\alpha h_k} \right) \sin \alpha L + \frac{1 - \cos \alpha h_k}{\alpha^2 h_k} \cos \alpha L \right| - \\ - \frac{f(L)}{\alpha} \sin \alpha L, \quad (11)$$

$$F_1(x) \approx \sum_{k=1}^n 2S_k \frac{1 - \cos 2 h_k x}{x^2 h_k} \sum_{l=1}^{p_k-1} \tau_k(ih_k) \sin(2 ih_k x) +$$

$$\sum_{k=1}^n S_k \tau_k(L) \left[ \frac{1 - \cos 2 h_k L}{x h_k} \sin 2 L - \frac{1}{x} \left( 1 - \frac{\sin 2 h_k L}{2 h_k} \right) \cos 2 L \right] +$$

$$+ \frac{f(L)}{x} \cos 2 L.$$

При расчетах по этим формулам значение  $p_k$  выбирается таким образом, чтобы кусочно-ломаная кривая служила близким приближением к  $\tau_k(x)$ . Исходя из того, что поведение функции  $\tau_k(x)$  на отрезке между точками  $(i-1)h_k$  и  $ih_k$  повторяет поведение функции  $\tau_k(x)$  на отрезке между точками  $(i-1)h_1$  и  $ih_1$ , значение  $p_k$  определяется как

$$p_k = \text{целая часть } [(p_1 / 2^{k-1}) - 1], \quad (12)$$

На практике при обработке частотных характеристик и кривых переходных процессов часто встречаются функции, которые при  $t \rightarrow \infty$  стремятся к нулю. При аппроксимации этих функций отрезок  $L$  выбирается таким образом, чтобы в его пределах  $f(x)$  достигала практически нулевого значения. При  $x \gg L$  как  $f(x)$ , так и  $S_n(x)$  практически равны нулю. Следовательно, можно принять, что  $f(x)$  и  $S_n(x)$  совпадают не только при  $0 < x \leq L$ , но и при  $x \gg L$ . В этом случае формулы численного преобразования Фурье существенно упрощаются:

$$F_1(x) \approx \sum_{k=1}^n 2S_k \frac{1 - \cos 2 h_k x}{x^2 h_k} \sum_{l=1}^{p_k-1} \tau_k(ih_k) \cos(2 ih_k x), \quad (13)$$

$$f_1(x) \approx \sum_{k=1}^n 2S_k \frac{1 - \cos 2 h_k L}{x^2 h_k} \sum_{l=1}^{p_k-1} \tau_k(ih_k) \sin(2 ih_k x).$$

В качестве исходной информации для расчетов по формулам (11), (12) и (13) служат значения коэффициентов  $S_k$ , а также значения нескольких постоянных —  $L$ ,  $f(L)$ ,  $\epsilon$  и т. д. Сочетание этих формул с формулами (9), служащими для определения коэффициентов  $S_k$ , дает алгоритмы расчетов, в которых в качестве исходной информации задаются значения преобразуемой функции в узловых точках и определяются приближенные значения ее косинус- и синус-преобразований Фурье для заданных дискретных значений  $x$ . По этим алгоритмам составлены программы расчетов для ЭЦВМ типа „Наври“.

**Расчет переходного процесса.** Пусть на вход линейной системы с амплитудно-фазовой характеристикой  $P(j\omega)$  подается возмущение  $x(t)$ . Тогда выходная функция системы  $y(t)$  (или ее переходный процесс) определяется одним из выражений

$$y(t) = -\frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} Y_s(\omega) \sin \omega t d\omega = -[\omega Y_s(\omega)]_{\omega=0} + \\ + \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} Y_c(\omega) \cos \omega t d\omega, \quad (14)$$

где  $Y_c(\omega)$  и  $Y_s(\omega)$  соответственно представляют действительную и мнимую компоненты комплексного спектра выходной функции  $Y(j\omega) = P(j\omega)X(j\omega)$ . Эти выражения являются основой для расчета переходного процесса частотным методом.

Использование разработанных формул численного преобразования Фурье для вычисления интегралов, входящих в (14), позволяет приближенно рассчитать переходный процесс по одной из функций  $Y_c(\omega)$  или  $Y_s(\omega)$ . При этом существенным достоинством разработанного метода является то, что, благодаря выбранному неравномерному шагу дискретизации, исходной информацией для расчетов служат значения частотных характеристик в точках, делящих логарифмическую шкалу частот на равные отрезки, что позволяет охватывать любые диапазоны частот.

**Расчет частотных характеристик.** Для той же системы обратная задача — расчет частотной характеристики по экспериментально определенной кривой переходного процесса — решается на основании уравнения

$$P(j\omega) = \frac{Y(j\omega)}{X(j\omega)}$$

Вид входной функции  $x(t)$  обычно бывает известен, и ее комплексный спектр  $X(j\omega)$  вычисляется аналитически. Основная трудность, таким образом, заключается в расчете комплексного спектра  $Y(j\omega)$  экспериментально определенной кривой переходного процесса  $y(t)$ . Рассмотренный в данной статье метод дает эффективный путь решения этой задачи по следующим причинам. Для кривой переходного процесса, вызванного типовым неперерывным воздействием (обычно используется воздействие в виде единичной или импульсной функции), характерно быстрое изменение после начала процесса и медленное стремление к установившемуся значению при  $t \rightarrow \infty$ . При выбранном неравномерном шаге дискретизации отсчеты кривой переходного процесса берутся по мере затухания процесса все реже, благодаря чему, по сравнению с равномерным шагом объем исходной информации для расчетов существенно уменьшается.

**Пример расчета.** Импульсная переходная функция  $y(t)$  системы самолет-автомат, описываемой линейным дифференциальным уравнением шестого порядка [4]

$$\frac{d^6 y}{dt^6} + 16,4 \frac{d^5 y}{dt^5} + 107,4 \frac{d^4 y}{dt^4} + 364,2 \frac{d^3 y}{dt^3} + 1146,5 \frac{d^2 y}{dt^2} + 771,2 \frac{dy}{dt} + 292,1 y = 0$$

при начальных условиях  $y(0) = 0$ ,  $y'(0) = 20$ ,  $y''(0) = \dots = y^{(5)}(0) = 0$ , минимальная частотная характеристика системы  $P_1(\omega)$ , рассчитанные аналитически, показаны сплошными линиями на рис. 1 и 2. С помощью про-

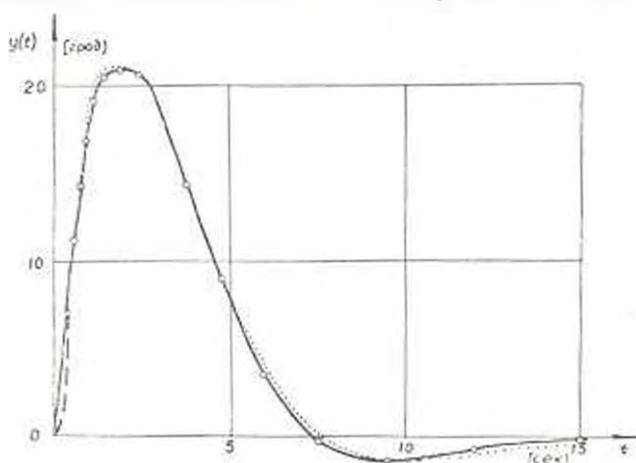


Рис. 1. Импульсная переходная функция системы, рассчитанная аналитически (сплошная кривая) и приближенно (точечная кривая), и аппроксимирующая ее функция  $S_n(t)$  (пунктирная кривая)

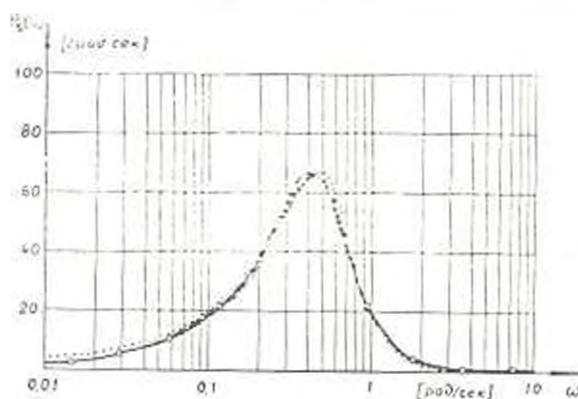


Рис. 2. Минимальная частотная характеристика системы, рассчитанная аналитически (сплошная кривая) и приближенно (точечная кривая), и аппроксимирующая ее функция  $S_n(\omega)$  (пунктирная кривая)

грамм, реализующих разработанные формулы численного преобразования Фурье на ЭЦВМ „Наири“, произведен расчет функции  $P_1(\omega)$  по кривой переходного процесса  $y(t)$  и наоборот.

Аппроксимация кривой переходного процесса произведена функцией  $S_n(t)$  по узловым точкам  $t_k = 15:1,26^k$  ( $k = 0, 1, \dots, 14$ ), показанным кружками. Как видим, благодаря неравномерному шагу, при небольшом числе узловых точек достигается совпадение функции  $S_n(t)$  (показана пунктиром) с кривой переходного процесса. Небольшое расхождение между ними при  $t$ , близких к нулю, может быть устранено увеличением числа узловых точек. Функция  $P_1(\omega)$ , рассчитанная по разработанным формулам численного преобразования Фурье, показана на рис. 2 точечной кривой.

Для расчета импульсной переходной функции  $y(t)$  кривая  $P_1(\omega)$  аппроксимирована функцией  $S_1(\omega)$  по узловым точкам  $\omega_k = 7,578 \cdot 2^k$  ( $k = 0, 1, \dots, 10$ ), показанным кружками, которые делят логарифмическую шкалу на равные части. В масштабе рис. 2 кривые  $P_1(\omega)$  и  $S_1(\omega)$  (показана пунктирной кривой) практически сливаются. Поэтому и кривая переходного процесса, рассчитанная по формулам численного преобразования Фурье, с хорошей точностью совпадает с аналитически рассчитанной кривой  $y(t)$ .

Данный пример наглядно демонстрирует эффективность выбранного неравномерного шага дискретизации при обработке частотных и временных характеристик линейных систем; при сравнительно небольшом числе узловых точек достигается высокая точность аппроксимации функцией  $S_n(x)$ , благодаря чему высока и точность расчетов искомым функций.

АрмНИИЭ

Поступило 22.III.1971.

Գ. Ս. ՄԱՋՐԱՅԱՆ, Վ. Ի. ՍԱՀԱԿՅԱՆ

ԱՆՅՈՂԻՒ ՊՐՈՑԵՍՆԵՐԻ ԵՎ ԳՆԱՅԻՆ ՍԵՍՏԵՄՆԵՐԻ ՀԱՃԱԽՈՒԱԿՆԱԿԱՆ  
ԸՆՈՒԹԱԿՐՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱԿՐՈՒՄՆԵՐԻՈՒ ԶՈՒՐՅԻՆ ՉԵՎԱՓՈԽՈՒՄՆԵՐԻ  
ՀԱՇՎՈՒՄՆ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Հոդվածում արտածվում են Ֆուրյեի սինուս և կոսինուս ձևափոխումների մոտավոր հաշվարկի բանաձևերը, կառուցված այնպիսի ձևով, որ հաշվարկի համար որպես նախնական ինֆորմացիա են ծառայում ձևափոխվող ֆունկցիայի դիսկրետ արժեքները այն կետերում, որոնք գառավորված են աճող երկրաչափական պրոգրեսիայի օրենքով: Նշվում է այդ սկզբունքի բնարժան էֆեկտիվությունը դժային սխտեմների համախալանական և մամանակային բնութագրերի մշակման ժամանակ: Մշակված բանաձևերը օգտագործվում են հետևյալ նմանատիպ խնդիրների լուծման ժամանակ.

ա) անցդիկ պրոցեսների հաշվարկը դժային սխտեմներում իր համախալանական բնութագրով,

բ) համախալանական բնութագրի հաշվարկը, որը կատարվում է անցդիկ պրոցեսի փորձարկումների միջոցով ստացված կորով:

## Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Cochran W. T. et al. What is the Invt Fourier transform? IEEE Trans. Audio and Electroacoust., 1967, vol. AU-15, № 2, 15-55.
2. Мелконян Д. С. Метод аппроксимации динамических характеристик эквивалентными синусоидальными функциями. Известия АН Арм. ССР (серия Т.Н.), т. XXII, № 5, 1969.
3. Кривош В. И., Шудыкин А. Т. Справочная книга по численному интегрированию. Изд. «Наука», 1966.
4. Солодовникова Р. В., Тинчеса Ю. И., Крутицкий Г. В. Частотный метод построения переходных процессов с приложением таблиц и номограмм. Техтеоретикадат, 1955.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Հ. Ա. ԳՐԵԿՅԱՆ

О ПРИМЕНЕНИИ ЛЕГКОГО ЖЕЛЕЗОБЕТОНА В КАРКАСАХ  
МНОГОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЙ ДЛЯ СЕЙСМИЧЕСКИХ РАЙОНОВ

За последние годы в строительстве широкое применение получают конструктивные системы бетонных и железобетонных зданий (статически и конструктивно). В мировой практике доказательство эффективности применения железобетонных каркасов из легкого железобетона [1, 2]. Несмотря на отсутствие опыта строительства таких зданий в обыкновенных районах, тем не менее применение легкого железобетона при возведении каркасов является главной задачей перспективным и для наших районов, ибо оно приводит к облегчению собственного веса зданий и уменьшению влияния инерционных нагрузок, возникающих при сейсмических воздействиях. Однако в легком железобетоне при этом резко снижается инерционная пружинность несколько меньшая, чем в тяжелом [3]. Это приводит к некоторому увеличению величины сейсмических нагрузок.

Для количественной оценки влияния указанных факторов на формирование сейсмических нагрузок в статье рассматривается *упругие реакции*\* железобетонных зданий на сейсмические воздействия при выполнении из тяжелых и легкого и в тяжелом бетоне.

Взяв за основу параметры реального 10-этажного здания с каркасом из тяжелого железобетона (зданием Архимпромстрой в г. Ереване) и заменив все элементы, предусмотренные из тяжелого железобетона (каркас, шахты лифтов, консольные балконы), легким железобетоном на литой бетон с соблюдением их размеров и марки бетона, произведено сопоставление реакций этого здания при двух исполнениях каркаса — в легком железобетоне и в тяжелом железобетоне.

Каркас исходного здания состоит из 10 поперечных двухпролетных рам с параметрами: пролеты —  $h_1 = h_2 = 6,0$  м; высота ярусов —  $l_1 = l_2 = \dots = l_{10} = 3,3$  м; размеры поперечного сечения всех стоек —  $40 \times 50$  см; бетон марки 200 ( $E = 265000$  кг/см<sup>2</sup>). Массы, сосредоточенные в уровнях перекрытий здания, имеют следующие величины:  $m_1 = m_2 = \dots = m_9 = 0,520$  т·сек<sup>2</sup>/см;  $m_{10} = 0,627$  т·сек<sup>2</sup>/см. Периоды первых трех тонов свободных колебаний здания в его поперечном направлении, вычисленные в предположении абсолютной жесткости ригелей рамного каркаса, следующие:  $T_1 = 0,910$  сек;  $T_2 = 0,307$  сек;  $T_3 = 0,187$  сек.

\* Под реакцией подразумевается упругие сооружения на заданные внешние воздействия

При объемном весе легкого бетона  $1,7 \text{ т/м}^3$  ( $E = 150000 \text{ кг/см}^2$ ) массы, сосредоточенные в уровнях перекрытий, составят:  $m_1 = m_2 = m_3 = m_4 = 0,470 \text{ т сек}^2/\text{см}$ ;  $m_{10} = 0,571 \text{ т сек}^2/\text{см}$ . Тогда периоды свободных колебаний здания с каркасом из легкого железобетона будут:  $T_1 = 1,153 \text{ сек}$ ;  $T_2 = 0,387 \text{ сек}$ ;  $T_3 = 0,236 \text{ сек}$ .

Как показали экспериментальные исследования [3], в области загрузки, мигущих и в тех местах, где обесценены жесткости, а именно: составляющих порядка 50—80% от разрушающих, отношение логарифмических декрементов колебаний железобетонных стоек на антоновой пемзе и на тяжелых заполнителях находится в пределах 2,3—3,4 (при марке бетона 200). Исходя из этого, сопоставление реакций производится при отношениях значений коэффициента внутреннего трения ( $\gamma$ ), лежащих в отмеченных пределах. Рассматриваются два варианта.

I вариант. Значения коэффициента  $\gamma$ : для легкого железобетона — 0,08; для тяжелого железобетона — 0,12.

II вариант. Значения коэффициента  $\gamma$ : для легкого железобетона — 0,12; для тяжелого железобетона — 0,16<sup>\*</sup>.

Таблица 1

Материал каркаса здания	Коэффициент $\gamma$	Форма колебаний	шаг $\tau = (T_{1,2,3,4})$ в см/сек <sup>2</sup> при акселерограммах			
			№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
легкий железобетон	0,08	I	20	64	81	39
		II	193	304	815	107
		III	290	298	684	315
	0,12	I	19	65	85	36
		II	174	280	729	97
		III	252	271	603	274
тяжелый железобетон	0,12	I	32	126	174	45
		II	203	428	741	138
		III	258	254	521	177
	0,16	I	31	116	160	42
		II	183	361	660	132
		III	231	242	482	170

На основании приведенных выше исходных данных вычислены реакции зданий. С целью точного учета влияния высших форм колебаний и рассеяния энергии, реакции определены по реальным акселерограммам четырех калифорнийских землетрясений<sup>\*</sup> интенсивностью в 7—8 баллов; при заданной акселерограмме по методике, приведенной в

\* Из-за отсутствия реальных данных о затухающих колебаниях вышесказанных зданий значения коэффициента  $\gamma$  приняты предположительно. Для всех форм колебаний принимается одно и то же значение  $\gamma$ .

\*\* Исследования: 1. Fendale Г—60 (3.X.1943); 2. Hollister Г—21 (9.III.1949); 3. Eureka Г—10 (21.XII.1956); 4. Taft Г—70 (12.I.1951) [4].

[5], на ЭВМ произведено численное интегрирование выражения сейсмической нагрузки и определены ее максимальные значения с учетом наклона первых трех форм колебаний. При этом значения коэффициентов форм колебаний  $\psi$  взяты по [6]. Максимальные значения приведенного сейсмического ускорения  $\alpha$  ( $T_0 = 0,1$  с) на каждой форме колебаний приведены в табл. 1.

Для сопоставления результатов удобнее рассмотреть отношение

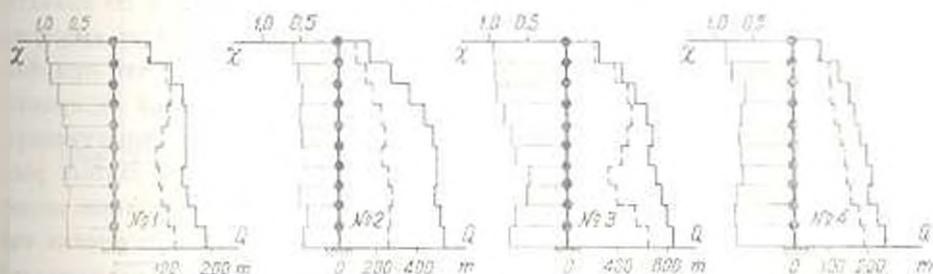
$$\alpha = Q_0^{(1)} / Q_0^{(2)}$$

где  $Q_0^{(1)}$  — перерезывающая сила в пределах  $i$ -го этажа здания при каркасе из легкого железобетона;

$Q_0^{(2)}$  — то же, при каркасе из тяжелого железобетона.

На рис. 1 приведены графики изменения  $\alpha$  по высоте здания, построенные по результатам вычислений. Там же приведены эпюры перерезывающих сил. Как видно из рис. 1, при вычислении железобетонно-

### I ВАРИАНТ



### II ВАРИАНТ

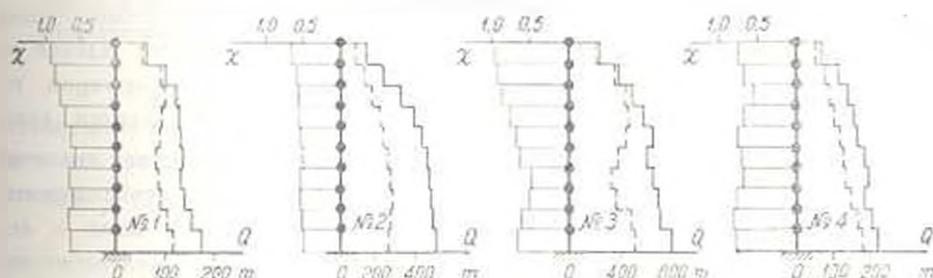


Рис. 1. Эпюры перерезывающих сил для 10-этажного каркасного здания, вычисленные по акселерограммам №№ 1-4: — — — каркас из тяжелого железобетона; - - - каркас из легкого железобетона.

го каркаса в легком бетоне поэтажные значения перерезывающих сил во всех случаях получаются меньше, чем при тяжелом бетоне. Снижение величины перерезывающих сил особенно значительно в нижней 2/3 высоты здания<sup>4</sup>, где оно составляет порядка 25-50%. В верхней трети

<sup>4</sup> Такое же снижение имеет место и для максимумовгибающих моментов в стойках каркаса, поскольку при абсолютно жестких рядах их значения связаны с перерезывающими силами постоянным множителем.

здания это снижение не столь значительно. Это — результат влияния высших форм колебаний, роль которых в формировании сейсмических нагрузок повышается при каркасе из легкого железобетона, так как в этом случае значительно уменьшается величина коэффициента затухания обертонов.

Из сопоставления реакций видно, что снижение величин перерезывающих сил происходит не пропорционально облегчению собственного веса здания (которое в данном случае составляет около 10% от полного интенсиитета). Здесь главными факторами являются низкомодалность легкого бетона, увеличивающая гибкость здания, и спектральные составы рассматриваемых, в основном короткопериодных, землетрясений. Стало быть, применение легкого железобетона в каркасах многоэтажных зданий приводит к снижению эффекта сейсмического воздействия в среднем на полбалла при местных — короткопериодных землетрясениях. Однако при землетрясениях иных спектральных составов и частности длиннопериодных, или же при слабых рыхлых грунтах возможно обратное — увеличение эффекта сейсмического воздействия. Но здесь следует иметь в виду то обстоятельство, что в условиях Арм. ССР длиннопериодные землетрясения это — землетрясения со значительно удаленными очагами, и их интенсивность намного меньше интенсивности местных (короткопериодных) землетрясений, так что при благоприятных грунтовых условиях низкочастотные колебания из сравнительно удаленного очага землетрясения не представляют существенную опасность для высотных каркасных зданий. Что касается слабых рыхлых грунтов, то на таких грунтах не следует строить высотные каркасные здания, так как трансформация колебаний одинакова опасна как при каркасе из легкого железобетона, так и при каркасе из тяжелого железобетона.

Небезинтересно провести сравнительный анализ прогибов рассматриваемых зданий, хотя и согласно действующим нормам [7] расчет зданий по второму предельному состоянию, ограничивающему деформации, не производится; расчет зданий на сейсмостойкость производится лишь по первому предельному состоянию, т. е. на прочность, и, как видно из проведенного сопоставления реакций, при идентичных сейсмических воздействиях каркас из легкого железобетона находится даже в несколько лучших условиях, нежели каркас из тяжелого железобетона.

При абсолютно жестких ригелях горизонтальное смещение перекрытия  $k$ -го этажа ( $\delta_k$ ) относительно перекрытия  $(k-1)$ -го этажа пропорционально перерезывающей силе, действующей в уровне перекрытия  $k$ -го этажа, т. е.

$$\delta_k = \frac{Q_k}{a_k},$$

где  $a_k$  — жесткость  $k$ -го этажа — сила, вызывающая единичное горизонтальное смещение этажа. Очевидно, что прогибом здания в уровне

перекрытия  $k$ -го этажа  $y_k$  будет сумма смещений всех вышележащих этажей, т. е.

$$y_k = \sum_{i=1}^k \xi_i.$$

Поскольку максимальные значения перерезывающих сил  $Q_k$  имеют место в различные моменты времени (см. рис. 2), то, исходя из перво-

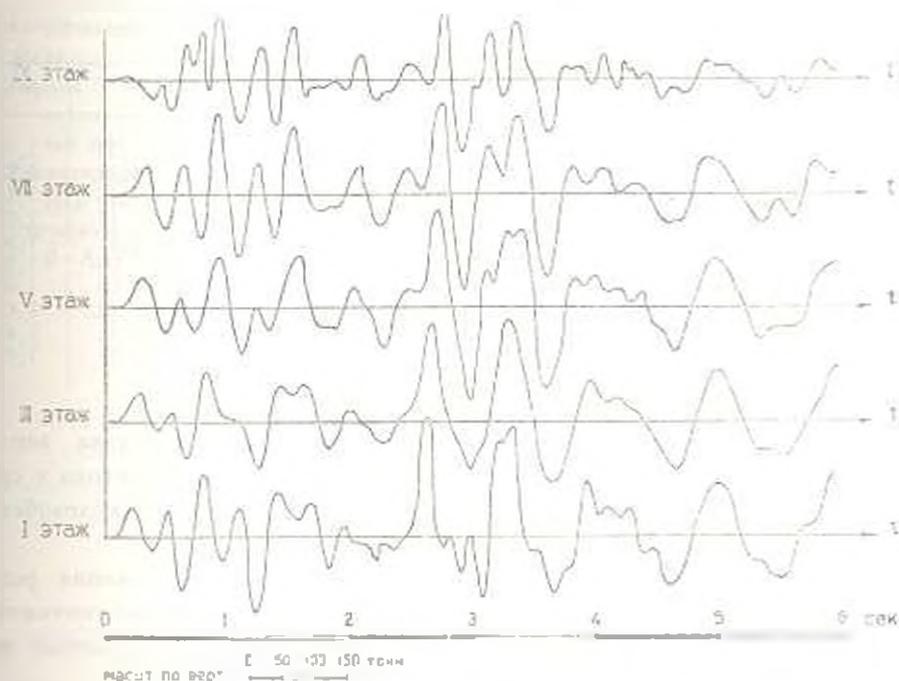


Рис. 2. Графики изменения во времени перерезывающих сил, вычисленных по акселерограмме № 1 для здания с каркасом из тяжелого железобетона ( $\rho = 0,12$ ).

известного подхода, возможным максимальным значением прогиба будет не арифметическая сумма максимумов смещений вышележащих этажей, а условно-геометрическая, т. е.

$$\max y_k = \sqrt{\sum_{i=1}^k (\max \xi_i)^2}. \quad (1)$$

При равенстве жесткостей всех этажей выражение (1) запишется в виде:

$$\max y_k = \frac{1}{a} \sqrt{\sum_{i=1}^k (\max Q_i)^2}. \quad (2)$$

Для сопоставления прогибов рассмотрим отношение  $\xi_k = \max y_k^{(л)} / \max y_k^{(т)}$ , где индексы (л) и (т) относятся к легкому и тяже-

лому железобетону соответственно. Используя результаты машинных вычислений и формулу (2), определены значения  $\xi_{\text{н}}$ , которые припедены в табл. 2. (Жесткости этажей имеют следующие значения:  $\alpha^{10} = 625 \text{ T см}$ ;  $\alpha^{11} = 1104 \text{ T см}$ .)

Таблица 2

Этаж	В а р и а н т I				В а р и а н т II			
	Значения $\xi_{\text{н}}$ при акселерограммах				Значения $\xi_{\text{н}}$ при акселерограммах			
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
10	1,27	0,86	1,26	1,29	1,25	0,92	1,21	1,14
9	1,26	0,86	1,25	1,28	1,24	0,92	1,21	1,33
8	1,22	0,86	1,23	1,28	1,21	0,91	1,18	1,34
7	1,19	0,84	1,19	1,29	1,19	0,91	1,14	1,17
6	1,18	0,88	1,16	1,29	1,17	0,91	1,11	1,16
5	1,17	0,85	1,13	1,30	1,17	0,91	1,09	1,38
4	1,16	0,80	1,12	1,32	1,19	0,92	1,08	1,16
3	1,18	0,88	1,18	1,36	1,19	0,91	1,12	1,45
2	1,17	0,86	1,29	1,36	1,20	0,90	1,15	1,17
1	1,18	0,84	1,34	1,35	1,21	0,88	1,22	1,15

Как видно, значения  $\xi_{\text{н}}$  зависят от спектрального состава землетрясения, и прогибы здания с каркасом из легкого железобетона в среднем на 20—25%, больше прогибов здания из тяжелого железобетона.

Таким образом, на основании приведенного сопоставления реакций можно сделать вывод, что в несущих каркасах многоэтажных зданий для сейсмических районов тяжелый железобетон с успехом может быть заменен легким железобетоном.

АИСМ, ЕрШ

Поступило 25.III.1971

S. H. GAROYAN

### ՍԵՅՍՄԻԿ ՇՐՋԱՆԵՐԻ ՀԱՍՈՐ ԲԱԶՄԱԶՈՐԿ ՇՆՆԵՐԻ ԿԱՐԿԱՆԵՐՈՒՄ ԻՐԵՆԵԿ ԵՐԿԱՐԲԵՏՈՆԻ ԿՐԻՍԻՖՈՒՆԱ ՎԵՐԱՊԵՆՅԱԿ

Ս. Մ. ԳՐԵՅԱՆ

Կատարված է երկաթբետոնե 10-հարկանի կարկասային շենքերի ստանդարտկան չափազիցությունների համադրում՝ կրկարկասր իրականացված է բեթե բետոնի և ծանր բետոնի: Հակազդիցությունները որոշված են 7-8 բառանգումիան կալիֆորնիական չորս երկրաշարժերի ակաեկերադրումների օգտագործմամբ՝ առաժանումների առաջին կեր ձևերի վերադրման հաշվարկով:

Հակազդիցությունների համադրումը ցույց է տվել, որ բեթե կրկարկասուն կարկասի դեպքում կարող ստեղծի (ծաղկ մասնաններ) անժողովունները չարկր ստանդաններում ստացված են 25—50% փոքր՝ րան ծանր կրկարկասունի

վարում, իսկ հարկերի անդամաբաժնեկրթ թիվն Երկաթբետոնի գեղարվեստական ձևերի և նրանց արհեստագործական ձևերում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

Roesner K. Leichtbeton in der USA. "Betonsloin Zeitung", № 5, 1968.  
 Skott A. Leichtbeton in Großbritannien. "Betonstein Zeitung", № 5, 1968.  
 Горюхи Т. А. Экспериментальное исследование рассеяния энергии при изгибных колебаниях стоек из легкого железобетона. Научные сообщения АИСМ, вып. 7. «Исследования по сейсмостойкости зданий», изд. АН Арм. ССР. Ереван, 1966.  
 Мадведян С. В. Инженерная сейсмология. Госстройиздат, 1962.  
 Горюхи Т. А., Хачигян Э. Б. Анализ реакций многоярусных каркасных зданий на сейсмические воздействия по акселерограммам сильных землетрясений. Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.), т. XXIV, № 4, 1971.  
 Рекомендации по определению периодов и форм колебаний каркасных зданий. Изд. АИСМ, Ереван, 1971.  
 Строительные нормы и правила. Строительство в сейсмических районах. СНиП II-A. 12-69. Госстройиздат, 1970.

А. М. МУРАДՅԱՆ

НЕЛИНЕЙНАЯ ПОЛЗУЧЕСТЬ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ТРУБЫ  
 ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ

В статье рассматриваются напряжения в бесконечной (бесконечная труба) поддерживаемая охлаждением через боковые поверхности. При определении напряжений учитываются свойства нелинейной ползучести материала трубы и изменения по времени модуля упругости материала.

1. Цилиндрическая труба, имеющая начальную температуру  $T_0$ , поддерживается охлаждению через боковые поверхности. Температуру среды принимаем постоянной. Решение уравнения теплопроводности при граничных условиях третьего рода имеет следующий вид [1]:

$$T(r, t) = T_1 + (T_0 - T_1) \sum_{n=1}^{\infty} H_n(r) e^{-\lambda_n^2 t}; \tag{1}$$

$$H_n(r) = \frac{2h_1(T_0 - T_1)}{\lambda_n} \frac{J_0'(u_n r) J_0^*(u_n, h, a) - J_0^*(u_n, h, a) Y_0'(u_n, -h_1, b)}{\lambda_n^2 (a^2 - b^2) - a^2 - b^2}$$

Здесь  $u_n$  — корни уравнения

$$J_0^*(u_n, -h_1, b) Y_0^*(u_n, h_1, a) - J_0^*(u_n, h, a) Y_0^*(u_n, -h_1, b) = 0;$$

$$\lambda_n = \frac{J_0^*(u_n, h, a)}{J_0^*(u_n, -h, b)};$$

$b, a$  — соответственно внешний и внутренний радиусы цилиндра.

2. Из условия несжимаемости материала трубы имеем

$$\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} = 3\gamma T(r, t).$$

Интегрируя это уравнение, получим

$$u = \frac{1}{2} \frac{b^2}{r^2} \gamma(t) + \frac{3\alpha}{r} \int_0^r T(r, t) r dr;$$

$$\begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{1}{2} \frac{b^2}{r^2} \dot{\epsilon}(t) - 3\sigma_0 T(r, t) - \frac{3\sigma_0}{r^2} \int_0^r T(r, t) r dr; \\ \sigma_z &= \frac{1}{2} \frac{b^2}{r^2} \dot{\epsilon}(t) - \frac{3\sigma_0}{r^2} \int_0^r T(r, t) r dr, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\dot{\epsilon}(t)$  — некоторая функция.

Между деформациями и напряжениями при учете нелинейной ползучести материала существуют следующие зависимости [2]:

$$\begin{aligned} [\epsilon_r(t) - \epsilon_0(t)] E(t) &= \sigma_r(t) - \sigma_z(t) - \int_0^t [\sigma_r(\tau) - \sigma_z(\tau)] f(\sigma_1) K(t, \tau) d\tau; \\ \sigma_r(t) \frac{E(t)}{3} &= \sigma_0(t) - \int_0^t \sigma_0(\tau) f(\sigma_1) K(t, \tau) d\tau, \end{aligned} \quad (3)$$

где

$$K(t, \tau) = E(t) \frac{\sigma}{\sigma_0} \left[ \frac{1}{E(\tau)} - \varphi(\tau)(1 - e^{-\gamma(\sigma_0 - \sigma)}) \right];$$

$$E(t) = E_0(1 - e^{-\gamma t}); \quad \varphi(\tau) = C_0 + \frac{A_1}{\tau},$$

где

$E_0$  — предельный модуль упругости материала;

$\sigma_0, C_0, A_1, \gamma$  — некоторые параметры, характеризующие деформативные свойства и условия старения бетона;

$\tau_0$  — возраст материала и момент приложения нагрузки;

$f(\sigma_1) = \alpha + \beta \sigma_1^{\gamma-1}$  — функция, характеризующая нелинейную зависимость между напряжениями и деформациями,

где

$$\sigma_1 = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_r)^2} = \sigma \left( \frac{\sigma_z^2}{\sigma_0^2} + \frac{\sigma_r^2}{\sigma_0^2} + \frac{\sigma_\theta^2}{\sigma_0^2} \right).$$

Используя уравнения равновесия

$$\sigma_z = \sigma_r + r \frac{d\sigma_r}{dr}$$

и (2), уравнение (3) можно привести к следующему виду:

$$\frac{\sigma_r(t) - \sigma_z(t)}{r} E(t) = \frac{d\sigma_r(t)}{dr} - \int_0^t \frac{d\sigma_r(\tau)}{dr} f(\sigma_1) K(t, \tau) d\tau. \quad (4)$$

Для решения полученного нелинейного интегро-дифференциального уравнения воспользуемся методом малого параметра. Для этого  $\sigma_r, \sigma_z$  и  $\sigma_\theta$  разложим в ряд относительно малого параметра



$$+ \frac{\gamma(z) + \gamma(\bar{z})[\gamma(z) - \gamma]}{E(z)} \int_0^1 E(\bar{z}) e^{-\int_0^1 \gamma(\tau) d\tau}$$

Для определения  $z_1$  воспользуемся следующим соотношением

$$\frac{z_1(t) - z_0(t)}{2} E(t) = \frac{z_1(t) - z_0(t)}{2} - z_2(t) - \\ - \int_0^1 \left| \frac{z_1(z) - z_0(z)}{2} - z_2(z) \right| f(z) K(t, z) dz,$$

которое можно представить системой линейных интегральных уравнений типа Вольтера второго рода:

$$\frac{3}{2} z E(t) T(r, t) = \frac{z_1^{(0)}(t) + z_2^{(0)}(t)}{2} - z_2^{(0)}(t) - \\ - \int_0^1 \left| \frac{z_1^{(0)}(z) + z_2^{(0)}(z)}{2} - z_2^{(0)}(z) \right| K(t, z) dz; \\ \frac{z_1^{(0)}(t) + z_2^{(0)}(t)}{2} - z_2^{(0)}(t) = \int_0^1 \left| \frac{z_1^{(1)}(z) + z_2^{(1)}(z)}{2} - z_2^{(1)}(z) \right| f(z^{(0)}) - \\ - z_2^{(1)}(z) \left| K(t, z) dz = 0; \right.$$

.....

Ограничиваясь двумя первыми приближениями, напряжения можно представить в следующем виде:

$$z_0 = 3z(T_0 - T_1) \sum_{n=1}^{\infty} A_n(r) z_n^{(0)}(t, z_0) + \\ + \frac{3z^3}{4} (T_0 - T_1) \int_0^1 \left\{ \frac{15}{4} (T_0 - T_1)^2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{|B_n(r)|^2}{r} z_n^{(0)}(t, z_0) + \right. \\ \left. + \sum_{n=1}^{\infty} B_n(r) \left| T_1 z_n^{(0)}(t, z_0) - (T_0 - T_1) \sum_{n=1}^{\infty} H_n(r) z_n^{(0)}(t, z_0) \right|^2 \right\} dr; \\ z_1 = 3z(T_0 - T_1) \sum_{n=1}^{\infty} \left| A_n(r) - r \frac{dA_n(r)}{dr} \right| z_n^{(1)}(t, z_0) + \\ + \frac{3z^3}{4} (T_0 - T_1) r \left\{ \frac{15}{4} (T_0 - T_1)^2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{|B_n(r)|^2}{r} z_n^{(1)}(t, z_0) + \right.$$

$$\begin{aligned}
& + \sum_{n=1}^{\infty} \left[ T_1 \psi_n^{(3)}(t, \tau_0) - (T_0 - T_1) H_n(r) \psi_n^{(3)}(t, \tau_0) \right]^2 B_n(r) \Big| + \\
& + 3\pi^3 (T_0 - T_1) \int_a^r \left| \frac{15}{4} (T_0 - T_1)^2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{[B_n(r)]^2}{r} \psi_n^{(3)}(t, \tau_0) \right| \\
& \sum_{n=1}^{\infty} \left[ T_1 \psi_n^{(3)}(t, \tau_0) - (T_0 - T_1) H_n(r) \psi_n^{(3)}(t, \tau_0) \right] B_n(r) \Big| dr,
\end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned}
A_n(r) &= H_n(r) - \frac{2}{r^2} \int_a^r H_n(r) r dr - \frac{b^2}{r^2} \int_a^b \left| H_n(r) - \right. \\
& \quad \left. - \frac{2}{r^2} \int_a^r H_n(r) r dr \right| \frac{dr}{r}; \\
B_n(r) &= r \frac{dH_n(r)}{dr} - 2H_n(r) + \frac{4}{r^2} \int_a^r H_n(r) r dr + \\
& \quad + \frac{2b^2}{r^2} \int_a^b \left| H_n(r) - \frac{2}{r^2} \int_a^r H_n(r) r dr \right| \frac{dr}{r}.
\end{aligned}$$

Здесь функции влияния линейной ползучести:

$$\begin{aligned}
\psi_n^{(1)}(t, \tau_0) &= E(t) e^{-\alpha_n^2(t-\tau_0)} + \int_a^t E(\tau) e^{-\alpha_n^2(t-\tau)} R(t, \tau) d\tau; \\
\psi_n^{(2)}(t, \tau_0) &= [\psi_n^{(1)}(t, \tau_0)]^2 + \int_a^t [\psi_n^{(1)}(\tau, \tau_0)]^2 R(t, \tau) d\tau; \\
\psi_n^{(3)}(t, \tau_0) &= [\psi_n^{(2)}(t, \tau_0)]^2 + \int_a^t [\psi_n^{(2)}(\tau, \tau_0)]^2 R(t, \tau) d\tau.
\end{aligned}$$

Функция влияния нелинейной ползучести

$$\psi_n^{(4)}(t, \tau_0) = e^{-\alpha_n^2(t-\tau_0)} [\psi_n^{(3)}(t, \tau_0)]^2 + \int_a^t e^{-\alpha_n^2(t-\tau)} [\psi_n^{(3)}(\tau, \tau_0)]^2 R(t, \tau) d\tau.$$

В силу (2) получим следующее выражение для определения продольных перемещений трубы:

$$\mu = \frac{b^2 a^2}{r(b^2 - a^2)} \int_a^b \left| 3\alpha T(r, t) - \frac{6\alpha}{r} \int_a^r T(r, t) r dr \right| \frac{dr}{r} + \frac{3\alpha}{r} \int_a^r T(r, t) r dr$$

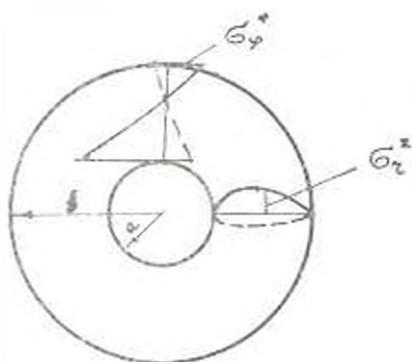
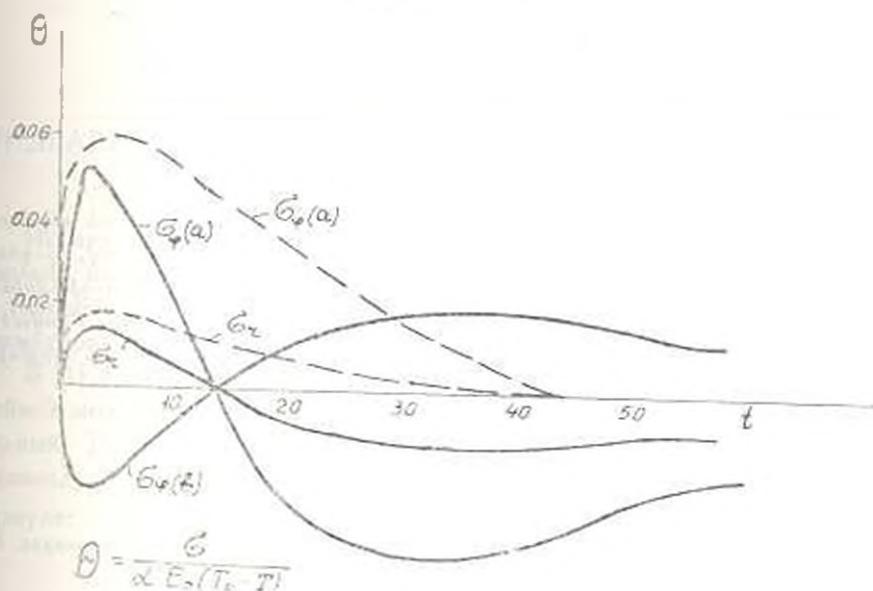


Рис. 2

Рассмотрим численный пример:

$\tau_0 = 7$  дней;  $E_0 = 2 \cdot 10^4$  кГ/см<sup>2</sup>;  $\gamma = 0,026$  /день;  $\epsilon = 0,03$  /день;  
 $C_0 = 0,9 \times 10^{-2}$  см<sup>2</sup>/кГ;  $A_1 = 1,82 \cdot 10^{-3}$  см<sup>3</sup>/кГ·день;  $\beta = 0,068$  м<sup>2</sup>/день;  
 $h_1 = 0,1$  м<sup>-1</sup>;  $h_2 = 0,2$  м<sup>-1</sup>.

На основании опытных данных принимаем  $E(t) = E_0 - \text{const}$ .  
 Результаты расчетов представлены графиками на рис. 1 и 2.

Напряжения термоползучести со временем претерпевают количественные и качественные изменения. Учет фактора ползучести приводит к уменьшению напряжений, при этом напряжения достигают максимума за малый промежуток времени.

#### 1. СТРОИТЕЛЬСТВО

### ԿԱՆՈՆՅՈՒ ԽՈՂՈՎԱԿԻ ՈՉ-ԳՈՒԼՅՈՒՆ ՍՈՂՔԸ

#### Ա Մ Փ Ո Փ Ա Ն Յ

Գրություն է անվերջ բնական խոշորակ հարմարական ճանաչողական շրջանակում, որը ենթարկվում է առանցիկ պայմաններում մակերևութային ոչ-դժարաբար պայմաններում հնդհոր բնական է ոչ-դժարաբար ինտերգրացիոնալ շրջանակում, որը բնական է վերաբերյալ հարմարական ինտերգրացիոնալ շրջանակում և համարյալ նաև առանցիկ ոչ-դժարաբար ինտերգրացիոնալ շրջանակում և համարյալ նաև առանցիկ ոչ-դժարաբար ինտերգրացիոնալ շրջանակում:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Лыков А. В. Теория теплопроводности, М., 1968.
2. Арцуньян Н. Х. Некоторые вопросы теории ползучести. Гостехиздат, М., 1952.
3. Задонин М. А. Температурные напряжения в бесконечных бетонных плитах с учетом ползучести. Известия АН Арм. ССР (серия физ.-мат. наук), т. XI, № 1, 1958.
4. Гольденштейн И. И. и Николаенко И. А. Расчеты температурных напряжений в элементах реактора. Гиперониздат, М., 1962.
5. Александровский С. А. Расчет бетонных и железобетонных конструкций на температурные и влажностные воздействия. Стройиздат, 1966.
6. Маслов Г. Н. Элементарные статистические расчеты сооружений на температурные изменения. Известия НИИГ, т. 29, 1940.
7. Паркус Р. Безупрочившиеся температурные напряжения. Физ.-мат. № 3, 1963.
8. Александрян Р. А., Арцуньян Н. Х., Манукян М. В. Кручение тонкостенных стержней замкнутого профиля в условиях неустановившейся ползучести. ИИМ, т. XXII, 1958.

## ГИДРАВЛИКА

Р. А. ОВНЯНИН

ГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ АЭРИРОВАННОГО ПОТОКА  
ПРИ РАВНОМЕРНОМ ДВИЖЕНИИ

Исследованию аэрации водных потоков на быстротоках посвящено довольно много работ теоретического и экспериментального характера, главной задачей которых является определение гидравлических параметров аэрированного потока.

В [1] отмечена целесообразность применения в расчетах двухслойной модели аэрированного потока: водовоздушной и воздушнокапельной. Там же приводятся зависимости для определения параметров водовоздушного потока. Расход воды и этой части определяется по формуле:

$$Q_n = bh_n(1 - C_{\text{в}})u_{\text{ср}} \quad (1)$$

где  $h_n$  — глубина водовоздушного потока;  $b$  — ширина подтока;  $u_{\text{ср}}$  — средняя скорости водовоздушного потока;  $C_{\text{в}}$  — средняя концентрация воздуха в водовоздушном потоке.

Для определения расхода воды в воздушнокапельной части, выясним вопрос о распределении водяных капель в указанной части аэрированного потока.

Распределение водяных капель в аэрированном потоке. Наблюдения показывают, что при аэрации происходит отрыв капель воды от потока, которые вместе с движущимся воздухом составляют воздушнокапельный поток. Капли воды выбрасываются из потока и под действием поперечных составляющих пульсационных скоростей  $u_{\text{п}}$ . Так как последние являются случайными величинами и подчиняются нормальному закону распределения [2], то естественно предположить, что распределение капель воды в воздушнокапельном потоке также подчиняется этому закону.

Количество капель воды на расстоянии  $x_2$  от поверхности раздела (рис. 1) на основании теории вероятностей может быть определено по формуле:

$$S(x_2) = \frac{2}{h} \exp \left[ - \left( \frac{x_2}{k} \right)^2 \right] \quad (2)$$

где  $h$  — размер (модуль) среднего расстояния отлета капель воды  $h$  от поверхности раздела двух потоков;

$S(x)$  — функция, удовлетворяющая условию\*

$$\int_0^{\infty} S(x_2) dx_2 = 1. \quad (2)$$

Расход воды, проходящей через элементарную площадку высотой  $dx_2$  (рис. 1), в воздушнокапельном потоке будет:

$$dQ_b = ubS(x_2) dx_2, \quad (3)$$

где  $u$  — средняя скорость движения капель воды, проходящие через элементарную площадку  $d\omega = b dx_2$ .



Рис. 1. Схема двухфазной модели эмульсионного потока

Интегрируя выражение (3) в пределах от 0 до  $\infty$ , получим полный расход воды в воздушнокапельной части эмульсионного потока

$$Q_b = b \int_0^{\infty} uS(x_2) dx_2 = bu_k \omega_k. \quad (4)$$

В выражении (4)  $u$  — средняя скорость движения капель воды, а  $\omega_k$  — площадь энопы распределения капель (рис. 1), определяемая как

$$\omega_k = \frac{1}{3} S_0 h_k. \quad (5)$$

\* По своему геометрическому смыслу (2) представляет собой площадь  $NEF$  энопы распределения капель (рис. 1). Но так как в теории вязкостей рассматриваются только безразмерные величины, то здесь принято  $\omega_k = 1$ . При переходе к размерным величинам — будем рассматривать как размерную величину, имеющую размерность длины, как видно из (5).

где  $h_x$  — максимальная высота отлета капли от поверхности раздела, которая при принятом нормальном законе распределения капля (случайных величин) равна [3]:

$$h_x = 3h. \quad (6)$$

Имея ввиду, что  $h$  (или  $h_x$ ) зависит от вертикальной составляющей пульсационной скорости  $u_z$ , т. е.

$$h = f\left(\frac{u_z^2}{2g}\right), \quad (7)$$

а  $u_z^2 = Ku^2 = K_g R \sin \theta$  (где  $K$  — коэффициент пропорциональности), по данным опытов построен график зависимости  $h$  от  $R \sin \theta$ , который приведен на рис. 2.

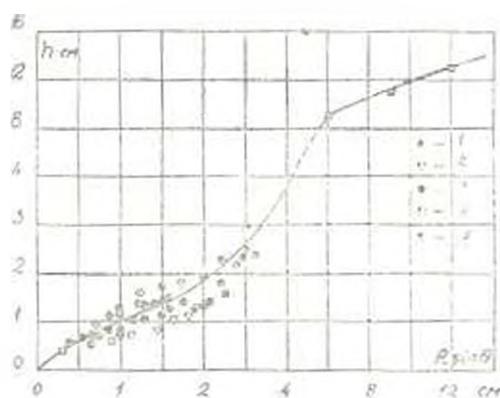


Рис. 2. Зависимость  $h$  от  $R \sin \theta$ .

Если в уравнение (4) подставить значение  $u_x$  из (5), то с учетом (6) получится:

$$Q_k = bu_x S_n h \quad (8)$$

или

$$Q_k = \alpha_1 u_{\text{взр}} b S_n h, \quad (9)$$

где  $\alpha_1 = \frac{u_x}{u_{\text{взр}}}$ , значение которого по данным опытов находится в пределах от 0,9 до 0,99.

Скорость  $u_{\text{взр}}$  удобно определить через среднюю скорость неварьированного потока  $u_b$ . Если примем, что структура формулы Шези в обоих случаях та же самая, то, исходя из этого, между скоростями получим следующую связь:

$$u_{\text{взр}} = \alpha_0 \sqrt{\frac{h}{l_{\text{взр}}}}. \quad (10)$$

В зависимости от средней концентрации воздуха и водовоздуш-

ном потоке значения отношений коэффициентов сопротивления  $\frac{C_{12}}{C_{11}^2}$  находятся в пределах от 1,0 до 1,26 [1].

**Основная расчетная формула.** Гидравлический расчет аэрированного потока сводится к использованию зависимостей, полученных в [1] и в настоящей работе для определения параметров аэрированного потока. Основным расчетным уравнением является уравнение баланса расходов воды в обеих частях аэрированного потока:

$$Q = Q_1 + Q_2 \quad (11)$$

Из уравнения (11) определяем глубину водовоздушной части

$$h_2 = \frac{Q - Q_1}{b(1 - C_{12}h_{10})} \quad (12)$$

Полная глубина аэрированного потока  $h_3$  определяется как сумма глубин двух потоков

$$h_3 = h_{10} + h_2 = h_3 - 3h_2 \quad (13)$$

Ниже приводится пример гидравлического расчета аэрированного потока при следующих данных: расход воды  $Q = 27 \text{ м}^3/\text{сек}$ ; уклон дна  $\sin \theta = 0,44$ ; коэффициент шероховатости  $n = 0,016$ ; ширина быстротока  $b = 3,5 \text{ м}$  (сечение прямоугольное); длина быстротока 360 м.

Расчет ведется в следующей последовательности.

1) Определяем гидравлические элементы потока при равномерном движении (без учета аэрации), см. табл. 1.

Таблица 1

$b$	$R_0$	$r_0$	$\gamma_0$	$K_0$	$C_0$	$u_0$	$Q$
3,5	0,4	1,4	4,8	0,326	51,7	19,6	27

2) По формуле Войнич-Сяножецкого [5] определяем критическое значение скорости  $v_{кр}^{кр}$ , при котором возникает явление аэрации

$$\begin{aligned} v_{кр}^{кр} &= 6,63 \left| gK \cos \theta \left( 1 - \frac{0,0023}{R} \right) \right|^{1/2} \left( 1 - 8,7 \frac{n}{R^{1/3}} \right)^{-1} \\ &= 6,63 \left| 9,81 \cdot 0,326 \cdot 0,898 \left( 1 - \frac{0,0023}{0,326^2} \right) \right|^{1/2} \cdot \left( 1 - 8,7 \frac{0,016}{0,326^{1/3}} \right)^{-1} \\ &= 9,8 \text{ м/сек.} \end{aligned}$$

Скорость равномерного движения  $u_0 > v_{кр}^{кр}$ . Следовательно, поток на быстротоке аэрирован. (Если  $u_0 < v_{кр}^{кр}$ , то поток не аэрирован.)

3) Определяем критическую глубину потока. Для прямоугольного сечения:

\* При довольно большой длине быстротока в нем возникает волнообразное движение. Поэтому при расчете проверяют: с какого угла на быстротоке возникает волнообразное движение? Метод расчета быстротоков на волнообразном движении изложен в работе [1].

$$h_{кр} = \sqrt[3]{\frac{\alpha Q^2}{g b^2}} = \sqrt[3]{\frac{1,05 \cdot 27^2}{9,81 \cdot 3,5^2}} = 1,85 \text{ м.}$$

4) Для определения местоположения створа, в котором возникает аэрация, пользуемся следующим графическим способом: задаваясь значением глубины  $H$  и пределах  $H_0 \leq H < h_{кр}$  (см. табл. 2), строим кривые зависимости  $v_{кр}^{из} = f(H)$  и  $v = \frac{Q}{bH} = g(H)$ . Точка пересечения этих кривых (рис. 3) укажет глубину и скорость в створе, где бу-

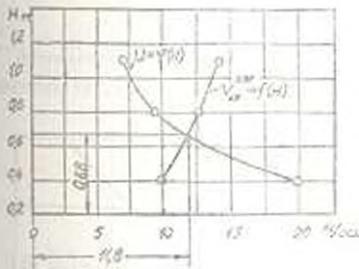


Рис. 3. Определение глубины и скорости потока в створе начала аэрации.

дет наблюдаться явление аэрации потока, а именно:  $H = 0,68 \text{ м}$  и  $v = 11,8 \text{ м/сек}$ .

Таблица 2

$H$	$R$	$v_{кр}^{из}$	$v$
0,4	0,326	9,8	19,69
0,8	0,550	12,6	9,65
1,1	0,675	14,0	7,00

Расстояние створа от начала быстротока, где возникает явление аэрации, определяется по формуле установившегося неравномерного движения:

$$\frac{l}{H_0} \sin \theta = \tau_0 - \tau_1 - (1 - f_0) [\tau(\tau_0) - \tau(\tau_1)].$$

Для приведенного примера это расстояние равно 12 м.

5) Определяем среднюю высоту отлета капель воды  $h$  из графика рис. 2. Для значения  $R, \sin \theta = 0,326 \cdot 0,41 = 0,133 \text{ м}$   $h = 0,13 \text{ м}$ .

6) Определяем среднюю концентрацию воздуха и подводоздушной части потока по формуле [1]:

$$C_{ср} = \frac{2,3}{m} \lg \frac{1 + x}{1 + x e^{-m}}$$

где

$$\tau = \frac{C_0}{1 - C_0}; \quad m = \frac{u \cos \theta}{\beta \pi_0}$$

При

$$\sin^2 \theta > 0,4, \quad C_n = 0,7 \sin^2 \theta + 0,23 = 0,54 \text{ и } \alpha = 1,17$$

$$u_* = \sqrt{\frac{2R_0 \sin^2 \theta}{\lambda}} = \sqrt{\frac{9,81 \cdot 0,326 \cdot 0,41}{1}} = 1,18 \text{ м/сек.}$$

Коэффициент  $\beta$  определяем на графике (рис. 4) в зависимости от величины

$$\frac{2\alpha \sin^2 \theta}{u_*} = \frac{2 \cdot 0,24 \cdot 0,79}{1,18} = 0,322.$$

чему соответствует значение  $\beta = 0,04$ . Далее находим:  $m = 4,55$ ;  $C_{1p} = 1,168$ .

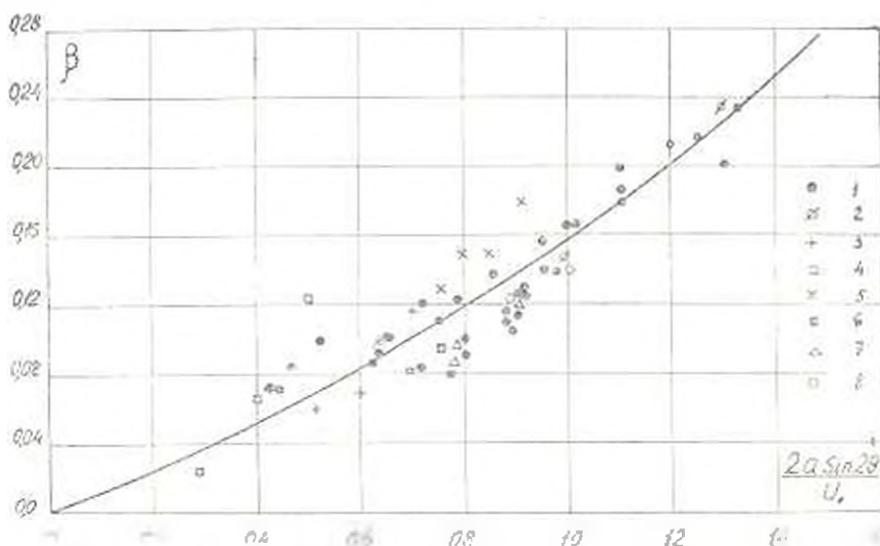


Рис. 4. Зависимость  $\beta$  от  $\frac{2\alpha \sin^2 \theta}{u_*}$  по опытам: 1—Страуби и Андерсона; 2—Страуби и Лемба; 3—на быстротке Гисвальдена; 4—на быстротке Ая-Теле; 5—Хальбрюна; 6—Исаиченко; 7—Грандкото; 8—Окялиши

7) Определяем значение отношения коэффициентов сопротивления по формуле (11):

$$\frac{\lambda_{2p}}{\lambda} = \frac{2,3}{m} \lg \frac{1 + \alpha}{1 + \alpha e^{-\pi}} + \frac{1}{1 - \alpha e^{-\pi}} = 0,168 + 0,982 = 1,15.$$

8) По формуле (10) определяем среднюю скорость водно-воздушной части потока:

$$v_{ср} = u_* \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_{2p}}} = 18,3 \text{ м/сек.}$$

9) По формуле (9) определяем расход воды в воздушнокапельной части потока, принимая  $\alpha_2 = 0,9$

$$Q_a = z_1 U_{a,up} b S_{01} h = 0,9 \cdot 18,3 \cdot 3,5 \cdot 0,46 \cdot 0,13 = 3,46 \text{ м}^3/\text{сек.}$$

10) Определяем глубину подовоздушной части потока по формуле (1):

$$h_0 = \frac{Q - Q_a}{b(1 - C_{cp}) u_{a,up}} = \frac{27 - 3,46}{3,5(1 - 0,168) \cdot 18,3} = 0,44 \text{ м.}$$

11) Полная глубина аэрированного потока будет:

$$h_{a,up} = h_0 + 3h = 0,44 + 3 \cdot 0,13 = 0,83 \text{ м.}$$

Армянское отделение  
института „Гидропроект“

Поступило 7.VII.1970.

Թ. Ա. ՇՈՐԵՆՅԱՆ

ԱՆՐԱՅՎԱԾ ԶՐԱՆՈՍԱՆՔԻ ՀԻՊՐՈՎԻԳՈՒՄԱՆ ՀԱՇՎԱՐԿԸ ՀԱՎՈՐԱՐՈՋԱԿ  
ՇԱՐՔԻԴԱՆ ԳԵՊԳՈՒԹՅՈՒՆ

Ա. մ. փ. ս. փ. ո. ւ. մ.

Առաջագած ջրաճուսանքի հիդրավիկական չաշվարկի մասնակ նպատակահարմար է դիտել ճուսանքի երկնիաց մասերը՝ բազկացում ջրաօդային և օդակաթիլային մասերից: Ըստ որում, ջրաօդային ճուսանքի նկատմամբ կարելի է կիրառել դիսկրետ միջավայրերին վերաբերվող չափաանորմները [1]: Ընչ վերաբերվում է օդակաթիլային ճուսանքին, որտեղ ջրի կաթիլների բաշխումը կախված է պատահական մեծություններից, սուր առն պետք է բնորոշվի նազանականությունների առատության օրինակներով: Ենեկով գրանից, որոշվել են րի ելք և կաթիլների թվերի միջին բարձրությունը օդակաթիլային ճուսանքում:

Հոգաճում շարտրդված է աշրտագած ջրաճուսանքի հիդրավիկական չաշվարկի մեթոդը սույն նոզմանում և [1] առաջագած բանաճեկետով և բերվում է չաշվարկի օրինակ:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Овчинни Р. А. Коэффициент сопротивления и распределение концентрации воздуха в аэрированных потоках. Известия АН Арм. ССР (серия Т. III), т. XXI, № 3, 1971.
2. Микелки Е. М. Турбулентность ружлового потока. Гидрометео-издат. А., 1952.
3. Вейльцелл Е. С. Теория вероятностей. Физматгиз, 1962.
4. Голдвард А. О. Элементарные задачи и подходы исследования жидкостно-газовых в сверхбурном потоке. Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. 7, А., 1963.
5. Воднич-Сяноженский Т. Г., Санжаровская В. В. Критерии аэрации наливовизменяющихся бурных потоков и их экспериментальная проверка, наливовизменяющееся неравномерное движение аэрированных потоков. Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. 52, А., 1969.

С. В. АРУТЮНЯН

## ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ УДЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЯ УПОРЯДОЧЕННЫХ СПЛАВОВ $Fe_2(Al, Si)$

На основании данных экспериментов [1], полученных с помощью автором статьи Дебаевским методом, обнаружено упорядочение атомов в сплавах  $Fe_2(Al, Si)$  и непрерывная область иноморфных сверхструктур  $Fe_2(Al, Si)$ , расположенная в треугольнике концентраций между двумя двойными сверхструктурами  $Fe_2Al$  и  $Fe_2Si$ . При исследовании зависимости периода решетки тройных твердых растворов  $Fe_2(Al, Si)$  оказалось, что зависимость периода решетки от состава сплавов в разрезе  $Fe_2Al - Fe_2Si$  обнаруживает слабо выраженное отклонение от линейного хода. Это отклонение, превышающее ошибку опыта, имеющее наибольшее значение при составе 12,5 ат. % Al, 12,5 ат. % Si, 75 ат. % Fe, может рассматриваться как эффект, связанный с образованием трехкомпонентной сверхструктуры  $Fe_2AlSi$  с упорядоченным распределением атомов всех трех сортов. В работе [2] на сплавах, применявшихся в качестве объектов исследования в [1], измерялись средние размеры антифазных доменов и относительная интегральная интенсивность по линии сверхструктуры (111) и (002). В ходе зависимостей величины относительной интегральной интенсивности линии сверхструктуры и средних размеров антифазных доменов от состава сплавов  $Fe_2(Al, Si)$  обнаружены аномалии, указывающие на возможность существования трехкомпонентной сверхструктуры при составах  $Fe_2AlSi$  и  $Fe_2Al_2Si_2$  с упорядоченным распределением атомов всех трех сортов. В настоящей работе на сплавах, применявшихся в качестве объектов исследования [1,2], измерялись удельные электросопротивления при комнатной и высоких температурах. Средняя ошибка при измерении  $\rho$ , которое проводилось компенсационным методом, составляла  $2\%$ .

Зависимость электросопротивления от состава сплава  $Fe_2(Al, Si)$  при комнатной температуре (рис. 1) обнаруживает отчетливо выраженное минимумы при составах  $Fe_2AlSi$  и  $Fe_2Al_2Si_2$ , что согласно [1-3] свидетельствует об образовании трехкомпонентной сверхструктуры. На рис. 2 в качестве иллюстрации показаны кривые, построенные по удельному сопротивлению, зависящему от температуры сплава  $Fe_2(Al, Si)$ .

Изменение  $\rho$  с температурой качественно одинаково для всех исследованных двойных и тройных сплавов и обусловлено повышением температуры и разупорядочением. Здесь не видно никаких примечательных

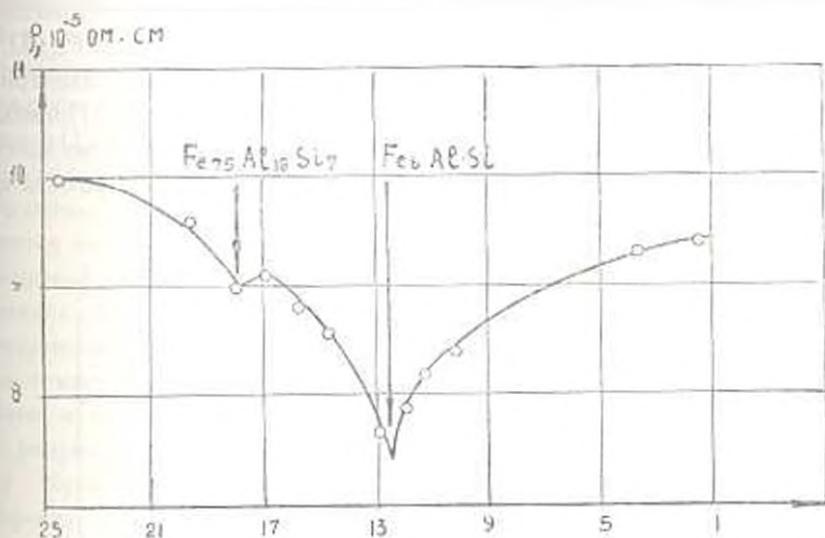


Рис. 1. Зависимость удельного электросопротивления упорядоченных (отожженных) сплавов  $Fe_2(Al, Si)$  от содержания Al. По оси абсцисс указаны атомный % Al

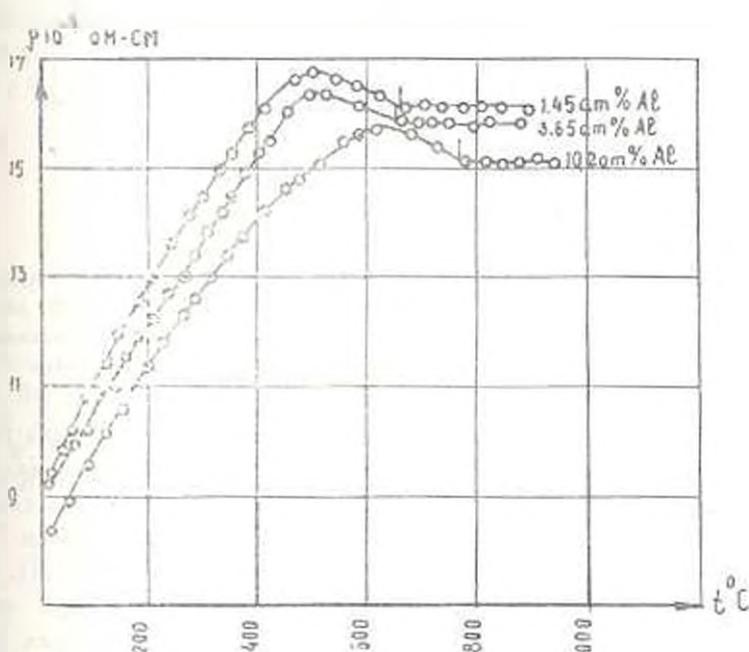


Рис. 2. Температурная зависимость удельного электросопротивления упорядоченных сплавов  $Fe_2(Al, Si)$

изменений за исключением того, что имеется разница в точке Кюри-Курькова, свидетельствующая о том, что превращение порядок-беспорядок

сплавом реализуется путем фазового перехода второго рода. При фазовом переходе второго рода расположение атомов меняется плавно без скачков, с чем и связано отсутствие скрытой теплоты. Однако обнаружено только изменение в кривизне в точке Курнакова и очевидно, что изменение связано с образованием  $K$ -эффекта. Повышение электросопротивления при образовании  $K$ -эффекта в сплавах  $Fe_3(Al, Si)$  обусловлено увеличением функции атомного рассеивания электронов проводимости на неоднородностях кристаллической решетки. Поскольку с увеличением температуры, начиная с точки Курнакова, не наблюдается изменение электросопротивления, то образование  $K$ -эффекта обусловлено возникновением стабильного ближнего порядка.

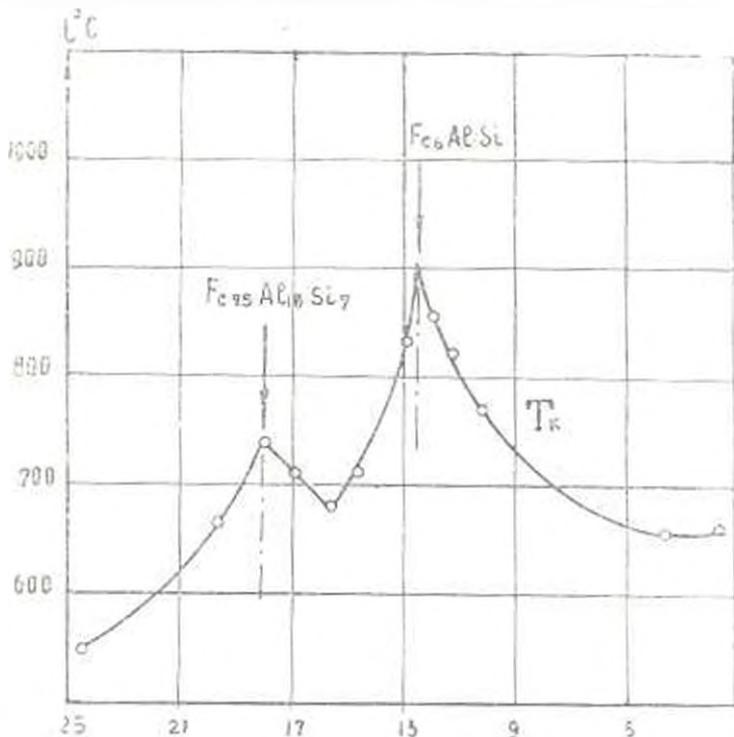


Рис. 3. Точки Курнакова упорядоченных сплавов  $Fe_3(Al, Si)$  в зависимости от содержания Al. По оси абсцисс указан атомный % Al.

Определение значений критических точек Курнакова, для сплавов  $Fe_3(Al, Si)$  на типичных кривых, показанных на рис. 2, производилось по методу, описанному в [4, 5]. Величина ошибки эксперимента составляла  $2,3\%$ . На рис. 3 показано изменение критической точки Курнакова  $T_K$  в зависимости от содержания Al в сплавах  $Fe_3(Al, Si)$ . Обнаруживаются отчетливо выраженные пары максимумов при составе  $Fe_6AlSi$  и  $Fe_{15}Al_{10}Si_7$ , что свидетельствует об увеличении сил межатомной связи и энергии упорядочения при переходе от двойных сверхструктур  $Fe_3Al$  и  $Fe_3Si$  к трехкомпонентной сверхструктуре  $Fe_6AlSi$  и  $Fe_{15}Al_{10}Si_7$ .

После опубликования [1,2] и [3] исследовалась микротвердость, магнитная проницаемость и другие свойства тройных сплавов Fe-Al-Si с богатым Fe с содержанием Al до 50 ат. % и Si до 35 ат. %. В составах  $Fe_8AlSi$  авторы [3] обнаружили аномалии указанных выше свойств, возникновение которых также объясняют образованием трехкомпонентной сверхструктуры типа  $Fe_8AlSi$ . Эти эксперименты подтверждают результаты исследования автора настоящей статьи, приведенные в [1,2]. По результатам проведенных исследований можно отметить, что при измерении электрических сопротивлений сплавов Fe-Al-Si обнаружены аномалии в составах  $Fe_8AlSi$  и  $Fe_{15}Al_{15}Si_7$ , которые объясняются тем, что в процессе перехода от сверхструктур Fe-Al и аморфной сверхструктуре Fe<sub>2</sub>Si образуется промежуточная трехкомпонентная сверхструктура типа  $Fe_8AlSi$  и  $Fe_{15}Al_{15}Si_7$  с упорядоченным размещением атомов всех трех элементов. Изменение электросопротивления с температурой качественно одинаково для всех исследованных двойных и тройных сплавов и обусловлено чисто тепловыми эффектами и разупорядочением. Обнаружено изменение и кривизны кривой в точке Курнакова и, очевидно, это изменение связано с образованием К-эффекта. Изменение  $\rho$  при высоких температурах свидетельствует о том, что превращение порядок-беспорядок в сплавах Fe-Al-Si реализуется путем фазового перехода II рода.

В зависимости точек Курнакова  $T_K$  от составов сплавов обнаруживаются отчетливо выраженные максимумы при составах  $Fe_8AlSi$  и  $Fe_{15}Al_{15}Si_7$ , что указывает на увеличение сил между атомной связью и энергией упорядочения при переходе от двойных сверхструктур Fe-Al и Fe<sub>2</sub>Si к трехкомпонентной сверхструктуре  $Fe_8AlSi$  и  $Fe_{15}Al_{15}Si_7$ .

НИГМИ

Поступило 2 X. 1970.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Арутюнян С. В., Селицкий Я. П., Известия Академии наук Армянской ССР (серия "Физика"), т. III, вып. 1, 1968.
2. Арутюнян С. В., Известия Академии наук Армянской ССР (серия "Физика"), т. III, вып. 4, 1968.
3. Lihé F., Burger R., Sturm F. и Ebel H., Archiv für das Eisenhüttenwesen, 39, № 11, 877, 1968.
4. Bennet W. D. Journal of the Iron and Institute 1952, 171, № 8, 372.
5. Kosevar B. M., Physika 1959, 25, 10, 1021, Acta met., 1961, 9, 4, 297.

А. А. ДАВИДОВА

## О ПРОГНОЗИРОВАНИИ СРОКА СЛУЖБЫ ИЗОЛЯЦИОННОЙ КОНСТРУКЦИИ ОБМОТОК ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН, РАБОТАЮЩИХ В СРЕДЕ С ВЫСОКОЙ ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ВЛАЖНОСТЬЮ И В ВОДЕ

При одновременном воздействии на изоляцию температурного и влажностного полей наряду с поглощением влаги, может иметь место и ее разрушение в связи с вступлением воды в химическую реакцию с некоторыми компонентами полимера (гидролиз). При гидролизе могут образовываться соединения, которые приводят к увеличению электропроводности полимера, так что последний теряет свои основные изоляционные качества. При отсутствии химического распада и изоляции в процессе поглощения влаги наступает состояние равновесия и сопротивление ее остается практически стабильным во времени.

Сопротивление изоляции является одной из основных характеристик изоляционной конструкции машин, предназначенных для работы в условиях высокой относительной влажности или воды. Функциональная зависимость

$$\lg R = f(t) \quad (1)$$

дает возможность судить о качественной и количественной характеристиках влагостойкости изоляционных конструкций и прогнозировать их срок службы путем представления экспериментальных зависимостей типа (1) соответствующими аналитическими выражениями. Зависимости типа (1) можно представить в виде

$$= -a_0 - a_1 \lg R - a_2 \lg^2 R. \quad (2)$$

Коэффициенты этого полинома следует выбирать так, чтобы получить максимальную аппроксимацию опытных кривых.

Из уравнения (2), пользуясь способом наименьших квадратов, получим:

$$\lg R = \frac{-a_1 \pm \sqrt{a_1^2 - 4a_2(a_0 - \tau)}}{2a_2}. \quad (3)$$

Первая и вторая производные от  $\lg R$  по  $\tau$  будут характеризовать соответственно скорость и ускорение процесса старения изоляции в любой момент времени:

$$\frac{d \lg R}{d \tau} = \frac{1}{1 - \frac{a_1^2 - 4a_2(a_0 - \tau)}{4a_2^2}} \quad (4)$$

$$\frac{d^2 \lg R}{d \tau^2} = \frac{2a_2}{1 - \frac{a_1^2 - 4a_2(a_0 - \tau)}{4a_2^2}} \quad (5)$$

Знаки в этих выражениях определяются в зависимости от конкретного вида экспериментальной кривой. Формулы (3), (4), (5) позволяют определить изменение сопротивления изоляции, скорости и ускорения

процесса старения в любой момент времени. Область применения этих формул ограничивается условием

$$a_1^2 - 4a_0a_2 - 4a_2^2 > 0$$

$$t = \frac{4a_2t_0 - a_1^2}{4a_2}$$

Ожидаемый срок службы можно рассчитать по уравнению аппроксимированной кривой  $\lg R = f(t)$ , если известно, что технический ресурс изоляции неограничен, если  $\lg R$  достигает заданного, минимального значения своего первоначального значения. Выбор этой величины дискуссионной — зависит от требований, предъявляемых к электрическим машинам. В работе рассмотрены анализ уравнений (4), (5), характеризующих кинетику процесса старения изоляционной конструкции. В работе П. Завва [1] приведен подробный анализ уравнения типа (3), где оно используется для уточнения метода расчета при определении класса надежности электрических материалов и конструкций, предусмотренного ГОСТ 10518-63. На основании вышеизложенного по уравнению (3), задавая выбранным критерием величины  $\lg R$ , можно определить ориентировочный срок службы изоляционных конструкций.

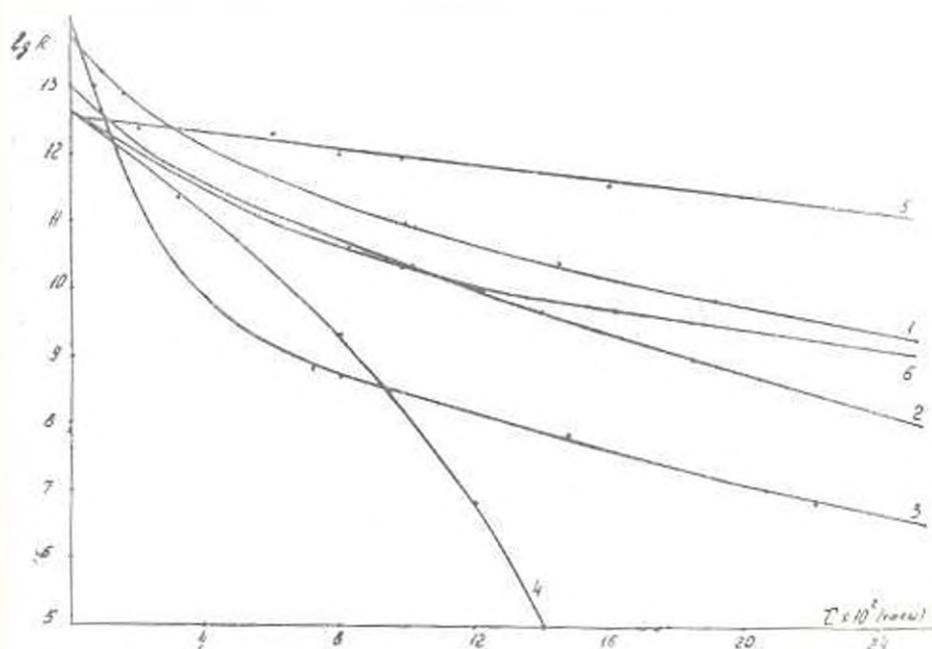


Рис. 1. Экспериментальные зависимости  $\lg R$  от времени: 1, 2 — изоляционная конструкция на основе синтетического каучука (АСПЛА) при температуре воды  $t = 20 \pm 5^\circ\text{C}$  и  $80^\circ\text{C}$ ; 3, 4 — изоляционная конструкция из micaленты (при  $t = 20^\circ\text{C}$  и  $7-80^\circ\text{C}$ ); 5, 6 — провод с фторопластовой изоляцией при  $t = 20 \pm 5^\circ\text{C}$  и  $t = 80^\circ\text{C}$ .

Для проверки методики были проведены испытания макетов различных изоляционных конструкций в пресной воде при  $t = 20 \pm 5^\circ\text{C}$  и  $t_{\text{вод.}} = 80^\circ\text{C}$ . Испытанию подвергались макеты секции обмоток электрических машин следующих изоляционных конструкций:

Микалента АМ 4: изоляция на основе синтетического каучука АСПАА. Обе конструкции проходили компаундировку в битумном компаунде согласно инструкции Армэлектротехзаода (№ ОДВ. 926. 015). Толщина изоляционной конструкции бралась одинаковой для всех макетов и равной 1,3 мм. Для сравнения испытанию подвергался провод с фторопластовой изоляцией (малая влагопоглощаемость). Испытания проводились в специальных баках. В процессе старения изоляции в воде снималась зависимость  $K = f(\tau)$ . Сопротивление замерялось герамметром. Замеры производились без извлечения макетов из воды. Для определения параметров старения и ожидаемого срока службы, полученные экспериментальные кривые были математически обработаны по методике, предложенной выше.

На рис. 1 показаны зависимости экспериментальных данных  $\lg K$  от времени, и в табл. 1 приведены значения коэффициентов  $a_0$ ,  $a_1$ ,  $a_2$  для всех рассматриваемых изоляционных конструкций, а также ориентировочный срок службы, подсчитанный на основании критерия  $0,5 \lg K$ .

Таблица 1

№	Изоляционная конструкция	Коэффициенты уравнения (6)			Срок службы при $0,5 \lg K$ (ч/год)
		$a_0$	$a_1$	$a_2$	
1	Микалента АМ 4				
	а. $t_{\text{вода}} = 20^\circ\text{C}$	11324	-1443	43	3893
	б. $t_{\text{вода}} = 80^\circ\text{C}$	1402	69,8	-11,4	1282
2	Синтетическая изоляция				
	а. $t_{\text{вода}} = 20^\circ\text{C}$	2333	-3323	-120,1	6316
	б. $t_{\text{вода}} = 80^\circ\text{C}$	13055	2135	95	3125
3	Провод с фторопластовой изоляцией				
	а. $t_{\text{вода}} = 20^\circ\text{C}$	30806	-1609	-	10470
	б. $t_{\text{вода}} = 80^\circ\text{C}$	3634	6108	251	8721

Экспериментальные кривые были аппроксимированы согласно уравнению (3), при этом после проверки оказалось, что для всех экспериментальных кривых знак перед радикалом в уравнение (3) должен быть отрицательным. Имея конкретное выражение зависимости  $d \lg R = f(\tau)$ , путем последовательного дифференцирования были определены значения (4) и (5).

На рис. 2 показаны кривые зависимости  $\lg R = f(\tau)$  после аппроксимации по формуле (3), а также кривые абсолютных изменений скоростей и ускорений процесса старения для изоляции на основе синтетического каучука при испытании в воде с  $t_0 = 80^\circ\text{C}$ . Как видно из кривых, в кинетике процесса старения наблюдается постепенное замедление. В этом случае скорость процесса характеризуется

$$\left(\frac{d \lg R}{d\tau}\right)_{\tau \rightarrow \infty} < \left(\frac{d \lg R}{d\tau}\right)_{\tau \rightarrow 0} \quad (6)$$

и ускорение

$$\frac{d^2 \lg R}{d\tau^2} < 0. \quad (7)$$

Такое изменение, очевидно, характерно для изоляционной конструкции с монолитной структурой, а также с асимптотическим харак-

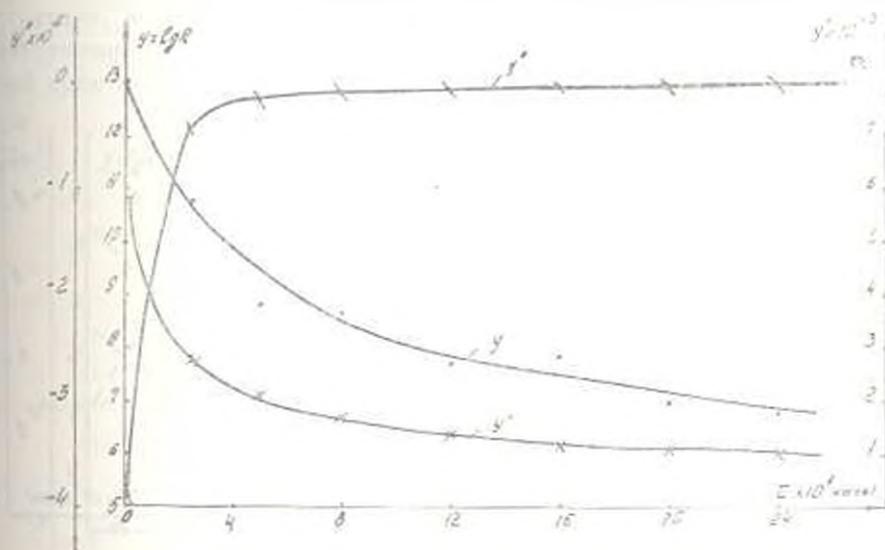


Рис. 2. Кривые кинетики процесса старения изоляционной конструкции на основе синтетического каучука в воде при  $t = 80^\circ \text{C}$ ;  $y = \lg R$   $f(\tau)$ ;  $y'$  — скорость процесса старения;  $y''$  — ускорение процесса старения.

тером сорбции, слабо поддающейся гидролизу. Кинетика процесса старения рассматриваемой изоляционной конструкции в воде при  $t_{\text{испыт}} = 20 - 5^\circ \text{C}$  по характеру аналогична кинетике процесса при  $t_{\text{испыт}} = 80^\circ \text{C}$ , но скорость старения меньше (см. табл.).

На рис. 3 изображена кинетика процесса старения изоляционной конструкции из микалента в воде при  $t_{\text{испыт}} = 80^\circ \text{C}$ . Как видно из кривых, при этом имеет место неравенство

$$\left(\frac{d \lg R}{d\tau}\right)_{\tau \rightarrow \infty} = \left(\frac{d \lg R}{d\tau}\right)_{\tau \rightarrow 0}$$

и ускорение

$$\frac{d^2 \lg R}{d\tau^2} > 0.$$

Действительно, все макеты после 1500 часов испытания вышли из строя. Этот случай характерен для изоляционной конструкции с неоднородной структурой, когда в процессе термического старения увеличивается количество трещин и пор по всему сечению изоляции, которые, заполняемые водой, ускоряют процесс гидролиза. При испытании в воде при  $t = 20 - 5^\circ \text{C}$ , хотя образцы за испытательное время не вышли из строя, разрушение их изоляции шло с большой скоростью.

На рис. 4, 5 показана кинетика старения изоляционной конструкции (фторопласт), которая обладает малой влагопоглощаемостью.

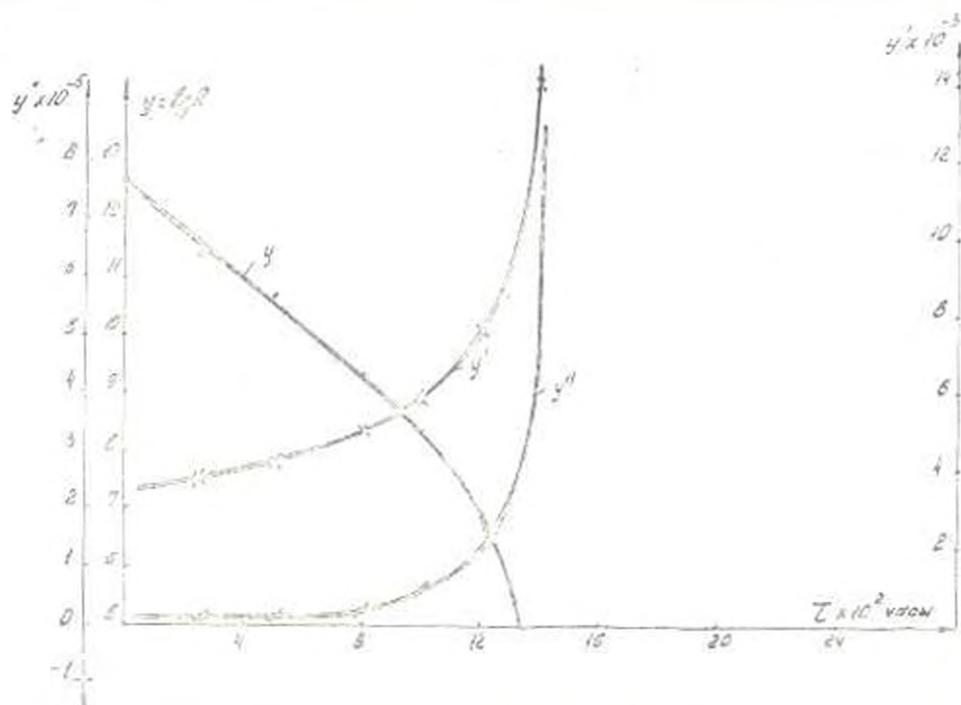


Рис. 3. Кривые кинетики процесса старения изоляционной конструкции из mica в воде при  $t = 80^\circ\text{C}$ .

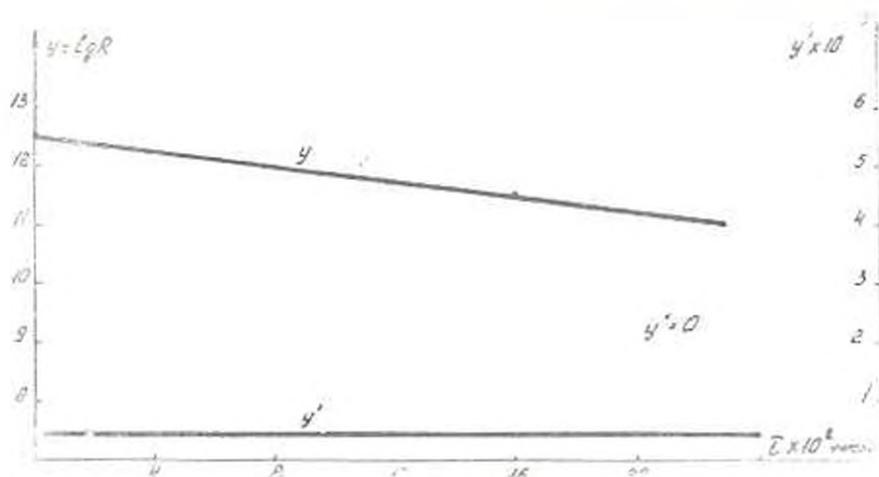


Рис. 4. Кривые кинетики процесса старения провода на фторопластовой изоляции в воде при  $t = 20 \pm 5^\circ\text{C}$ .

Кривые на рис. 4 характеризуют процесс старения в воде при  $t = 20^\circ\text{C}$ , в этом случае зависимость  $\lg R = f(t)$  выражается уравнением

$$\lg R = C_0 + C_1 t,$$

$$\frac{d \lg R}{dt} = \text{const.}, \text{ а } \frac{d^2 \lg R}{dt^2} = 0.$$

Кинетика процесса характеризуется абсолютной величиной скорости, и чем меньше последняя, тем медленнее идет процесс старения. На рис. 5 показаны кривые кинетики старения той же изоляционной конструкции, но при  $t_{\text{исп}} = 80^\circ \text{C}$ . Как видно из кривых, в этом случае разрушение изоляции идет быстрее, но вычисленный ориентировочный срок службы достаточно велик (см. табл. 1).

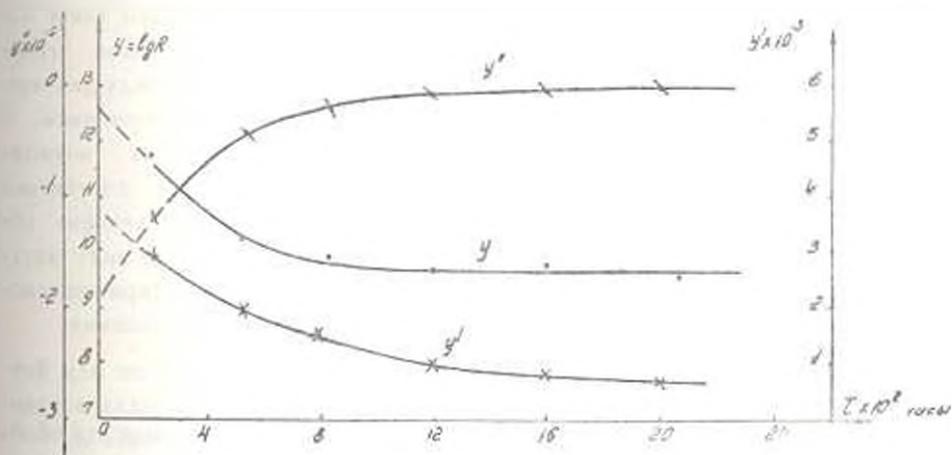


Рис. 5. Кривые кинетики процесса старения провода из фторопластовой изоляции в воде при  $t = 80^\circ \text{C}$

Резюмируя отметим, что предлагаемый метод математической обработки экспериментальной кривой сопротивления изоляции при ускоренных испытаниях (при  $t = \text{const}$ ) позволит ориентировочно определить срок службы изоляционной конструкции в заданных условиях. По характеру изменения кривых скорости и ускорения процесса старения можно прогнозировать возможность применения изоляционной конструкции для заданных условий эксплуатации.

ВНИИЭМ (Ереванское отделение)

Пастухов 21.II.1971.

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Зава Н. Расчет нагретостойких и электроизоляционных материалов и конструкций. "Электромеханическая промышленность", вып. 2, 1970.

Э. С. СААКЯН

## МЕТРИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ ДВУХКРИВОШИПНЫХ ПЯТИЗВЕННЫХ ПЛОСКИХ МЕХАНИЗМОВ С ВРАЩАТЕЛЬНЫМИ КИНЕМАТИЧЕСКИМИ ПАРАМИ

1. Плоские пятизвенные механизмы с двумя степенями свободы (рис. 1) все чаще становятся объектом исследования как за рубежом [1-3], так и в СССР [4-6]. В этих работах, в частности, рассматриваются условия существования ведущих звеньев. Однако такие исследования проводятся либо для двухкривошипных механизмов первого рода\*, либо в частной постановке вопроса, когда оба ведущих звена связаны между собой жестким постоянным передаточным отношением. В отличие от вышеуказанных работ [1-3], в [6] рассмотрены возможности пропорционирования ведущих звеньев в наиболее общей постановке вопроса. При этом получены системы неравенств, определяющие области существования того или иного механизма (линейчатый и двухкривошипные механизмы первого, второго родов, а также кривошипно-коромысловые механизмы), в которых выполняются соотношения:

$$l > a > d; \quad a > l - a \text{ ж } a > d > l > d - a.$$

2. Анализа полученных в [6] результатов позволяет записать общепринятые условия существования механизмов того или иного типа для двух качественно отличных случаев\*\*, когда  $l = d$ . Для случая  $l > d$  имеем условия существования: двухкривошипных механизмов первого рода

$$b + c > a - d - l, \quad |b - c| < l - a - d; \quad (1)$$

двухкривошипных механизмов второго рода

$$b + c > d - l - a, \quad |b - c| < a - l - d; \quad (2)$$

кривошипно-коромысловых механизмов

$$b - c > a - l - d, \quad |b - c| < d + l - a. \quad (3)$$

Для случая  $l < d$  имеем условия существования: двухкривошипных механизмов первого рода

$$b - c > a - d - l, \quad |b - c| < d - a - l; \quad (4)$$

\* Созданы уточненные понятия кривошипа для механизмов с двумя и более степенями подвижности [6], в дальнейшем двухкривошипными механизмами первого рода названы механизмы, размеры звеньев которых позволяют ведущим звеньям занимать любые ориентированные положения, согласуемые с условием вращения каждого из них относительно стойки. Двухкривошипными механизмами второго рода названы механизмы, в которых ведущие звенья при определенных условиях получают возможность проворачиваться на 360°.

\*\* Ввиду симметрии рисуются пары механизмов (два ведущих звена, два шатуна (рис. 1)) ввиду принята условие  $d = a$ .

двухкривошипных механизмов второго рода

$$b - c > d + l - a, \quad |b - c| < a + d - l; \quad (5)$$

кривошипно-коромысловых механизмов

$$b + c > d + |a - l|, \quad |b - c| < d + |a - l|. \quad (6)$$

Неравенства (1-6), представленные на рис 2, а и б, где по осям отложены длины шатунов  $b$  и  $c$ , обозначают области существования

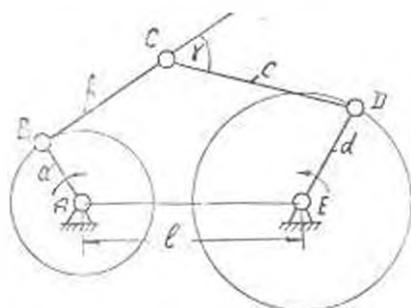


Рис. 1. Кинематическая схема шарнирного четырехзвенника

той или иной разновидности механизма. При этом значительно облегчается задача метрического синтеза этих механизмов.

3. При проектировании двухкривошипных пятизвенных механизмов первого рода на передачу движения существенным образом влияет величина острого угла  $\gamma$  между направлениями шатунов (рис. 1). При этом ставится требование

$$\gamma < \gamma_{\min}, \quad (7)$$

где  $\gamma_{\min}$  — минимальное допустимое значение угла  $\gamma$ . Для удовлетворения (7) в механизмах с  $l = d$  (рис. 3, а) необходимо выполнение условий:

$$b^2 + 2bc \cos \gamma_{\min} + c^2 - (a - d - l)^2 > 0; \quad (8)$$

$$b^2 - 2bc \cos \gamma_{\min} + c^2 - (l - a - d)^2 > 0. \quad (9)$$

Обычно размеры механизма  $a$ ,  $d$  и  $l$  подбираются, исходя из конструктивных соображений и условия (8), (9) обеспечиваются подбором длин шатунов  $b$  и  $c$ . Исследование зависимости (8) показывает, что в системе координат  $bOc$  (рис. 3, б) она представляет собой эллипс / с повернутыми на 45° осями. Уравнение эллипса в системе координат  $BOC$  имеет вид:

$$\frac{B^2}{\left(\frac{a + d + l}{\sqrt{2} \sin \frac{\gamma_{\min}}{2}}\right)^2} + \frac{C^2}{\left(\frac{a + d - l}{\sqrt{2} \cos \frac{\gamma_{\min}}{2}}\right)^2} \geq 1, \quad (8a)$$

Аналогично, зависимость (9) представляет эллипс 2, уравнение которого будет:

$$\left( \frac{b}{\sqrt{2} \cos \frac{\gamma_{\min}}{2}} \right)^2 + \left( \frac{c}{\sqrt{2} \sin \frac{\gamma_{\min}}{2}} \right)^2 = 1. \quad (9a)$$

Для совместного удовлетворения условиям (8) и (9) при выборе размеров  $b$  и  $c$  необходимо, чтобы большая полуось эллипса 2 была больше меньшей полуоси эллипса 1, т. е.

$$\frac{l - a - d}{\sqrt{2} \sin \frac{\gamma_{\min}}{2}} > \frac{a - d + l}{\sqrt{2} \cos \frac{\gamma_{\min}}{2}}. \quad (10)$$

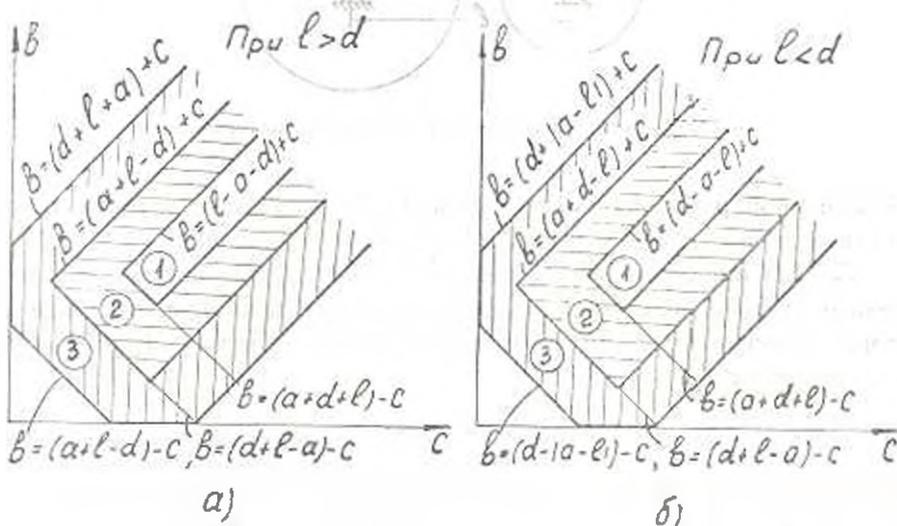


Рис. 2. Области существования: 1 — двухкривошипных механизмов первого рода; 2 — двухкривошипных механизмов второго рода; 3 — кривошипно-коромысловых механизмов

Преобразуя выражение (10), получим

$$l > \frac{a + d}{\lg \left( 45^\circ - \frac{\gamma_{\min}}{2} \right)}. \quad (11)$$

Для пятизвенных механизмов, в которых  $l < d$  (рис. 1, а), имеем:

$$b^2 + 2bc \cos \gamma_{\min} + c^2 - (a + d - l)^2 > 0; \quad (12)$$

$$b^2 - 2bc \cos \gamma_{\min} + c^2 - (d - a - l)^2 < 0. \quad (13)$$

Зависимости (12) и (13) представляют собой эллипсы 1 и 2 (рис. 4, б), уравнения которых в системе координат  $BOC$  соответственно будут:

$$\left( \frac{B^2}{\sqrt{2} \sin \frac{\gamma_{\min}}{2}} \right)^2 + \left( \frac{C^2}{\sqrt{2} \cos \frac{\gamma_{\min}}{2}} \right)^2 \geq 1; \quad (12a)$$

$$\left( \frac{B^2}{\sqrt{2} \cos \frac{\gamma_{\min}}{2}} \right)^2 + \left( \frac{C^2}{\sqrt{2} \sin \frac{\gamma_{\min}}{2}} \right)^2 \leq 1. \quad (13a)$$

Для совместного удовлетворения условиям (12) и (13) необходимо, чтобы большая полуось эллипса 2 была больше меньшей полуоси эллипса 1, т. е.

$$\frac{d-a-l}{\sqrt{2} \sin \frac{\gamma_{\min}}{2}} > \frac{a+d-l}{\sqrt{2} \cos \frac{\gamma_{\min}}{2}} \quad (14)$$

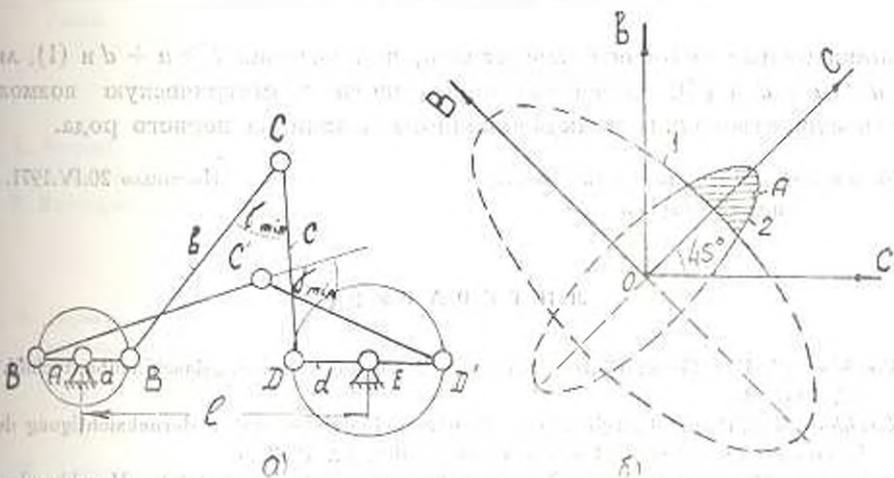


Рис. 3. К определению области существования двухкривошипных механизмов первого рода при условиях  $l > d$  и  $\gamma > \gamma_{\min}$

Преобразуя выражение (14), получим

$$d > \frac{a+l}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\gamma_{\min}}{2}\right)}. \quad (15)$$

4. Как следует из вышеприведенного исследования, при проектировании пятизвенных двухкривошипных механизмов первого рода с гарантированным отсутствием возможности заклинивания ( $\gamma > \gamma_{\min}$ ) длины двух кривошипов и стойки должны удовлетворять соотношению (11) либо (15). При этом длины шатунов  $b$  и  $c$  должны быть выбраны в заштрихованной области  $A$  (рис. 3, б и 4, б), заключенной между эл-

липами 1 и 2, уравнения которых в системе координат  $BOC$  выражаются зависимостями (8а), (9а) либо (12а), (13а). Естественно, что вы-

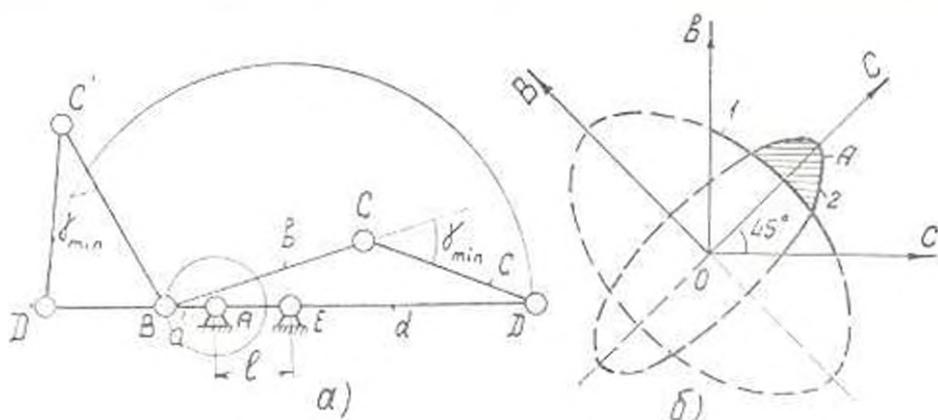


Рис. 4. К определению области существования двухкривошипных механизмов первого рода при условиях  $l > d$  и  $\gamma > \gamma_{\min}$

шеприведенные условия более строги, чем условия  $l > a + d$  и (1), либо  $d > a + d$  и (4), обеспечивающие чисто геометрическую возможность существования двухкривошипного механизма первого рода.

Ервановский политехнический институт  
им. К. Маркса

Поступила 20.IV.1971

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Kirchhof M. Das Gelenkfünfloek und sein Bewegungsbereich. „Maschinenbautechnik“, 12, 1963, 2.
2. Kirchhof M. Entwurf fünfgliedriger Zweikurbelgetriebe unter Berücksichtigung des Übertragungswinkels. „Maschinenbautechnik“, 12, 1963, 6.
3. Kramer K. Das fünfgliedriger Zweikurbelgetriebe und sein Antrieb. „Maschinenbautechnik“, 14, 1965, 9.
4. Гулушугури Э. Г. Условия наличия одного и двух кривошипов в пятизвенном шарнирном механизме. Вул. Inst. politeln. Iasi, 10, 1964, 1-2.
5. Серовиц П. В., Тышкевич В. А. Анализ и элементы синтеза двухкривошипных пятизвенных кинематических цепей. Сб. „Теория механизмов и динамика машин“. Омск, 1967.
6. Сивакян Э. С. Условия проворачивания ведущих звеньев в плоских пятизвенных механизмах с вертикальными кинематическими парами. „Известия АН Арм.ССР (серия Т. Н.)“, т. XXIII, № 5, 1970.

*Синтез пространственного передаточного кривошипно-шатунного механизма и некоторые вопросы уменьшения потерь.* Шахбазян К. Х., Таирян В. М. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXIV, № 5, 1971, 3—7.

Даны основные формулы для синтеза по максимальному числу параметров указанного механизма и новых расположениях. Рассмотрен вопрос благоприятной передачи сил и, исходя из конструктивного оформления в пар ползуна-стойка и ползуна-шатун, даны рекомендации по выбору допустимого угла давления.

Илл. 3. Библ. 1 назв.

*К синтезу пространственного направляющего четырехзвенника.* Саркисян Ю. Л. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXIV, № 5, 1971, 8—16.

Работа посвящена метрическому синтезу пространственного четырехзвенного механизма по заданной траектории точки шатуна. Рассматриваемая задача сведена к задаче о приближении к окружности шатуновой кривой вспомогательного двухзвенного механизма с вынесенной штрой, оформленной по заданной траектории. Незвестные параметры механизма находятся по условию одновременного приближения указанной шатуновой кривой к шаровой поверхности и плоскости. Соответственно в состав целевой функции входят квадратические суммы двух функций, характеризующих структурные ошибки относительно шаровой поверхности и плоскости. В зависимости от числа и комбинаций искоемых размеров условия минимума целевой функции сводятся к различным нелинейным и линейным системам уравнений.

Илл. 1. Библ. 4 назв.

*Некоторые пути повышения точности измерения относительного прироста расхода топлива котловосагатов с помощью АВМ.* Букин В. И. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», № 5, т. XXIV, 1971, 17—23.

Дается методика построения приростомера для определения текущих значений относительного прироста расхода топлива (ОПРТ) котловосагатов. С целью повышения точности определения ОПРТ применяется метод возмущений, что позволяет разложить полученное выражение на две составляющие: номинальное значение и отклонение от номинального значения. Показано, что решение уравнений и приращенных позволяет значительно повысить точность с помощью средств аналоговой техники. Приводится схема моделирования полученного выражения, смоделированная на серийной АВМ.

Илл. 2. Библ. 4 назв.

*О вычислении преобразований Фурье при расчетах переходных процессов и частотных характеристик линейных систем.* Мелкоян Д. С., Сааков В. И. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXIV, № 5, 1971, 24—32.

В статье приводятся формулы приближенного вычисления косинус- и синус-преобразований Фурье, построенные таким образом, что исходной информацией для расчетов служат дискретные значения преобразуемой функции в точках, расположенных по закону возрастающей геометрической прогрессии. Отмечается эффективность такого принципа выборки при обработке частотных и временных характеристик линейных систем.

Разработанные формулы используются для машинного вычисления преобразований Фурье при решении следующих задач: 1) расчет переходного процесса в линейной системе по ее частотным характеристикам, определенным из эксперимента или расчетным путем; 2) расчет частотных характеристик по экспериментально определенной кривой переходного процесса.

Илл. 2. Библ. 4 назв.

УДК 68 032—691.328+699.841

*О применении легкого железобетона и каркасов многоэтажных зданий для сейсмических районов* Гароян Т. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 5, 1971, 37—40.

Произведено сопоставление других реакций 10-этажных железобетонных зданий при выполнении всеющего каркаса в легком железобетоне и в тяжелом железобетоне. Реакции определены с использованием акселерограмм четырех калифорнийских землетрясении интенсивностью 7—8 баллов, при заданной акселерограмме на ЭВМ произведены численные интегрированные выражения сейсмических нагрузки и определены ее максимальные значения с учетом фазовых отклонений трех первых мод. Отношение величин коэффициентов внутреннего трения для здания из легкого железобетона и из тяжелого железобетона принято в пределах 2/3—3/4 (по данным экспериментов).

Сопоставление реакций показало, что во всех случаях значения перемещений и сил в пределах этажа при каркасе из легкого железобетона получаются на 25—50% меньше, чем при тяжелом железобетоне. Сближены величины перемещений и сил в пределах этажа при сравнительно большой сейсмичности в два этажа, а значит, и более интенсивнее. Сопоставление же перемещений этажей показало, что при легком железобетоне они получаются на 20—25% больше, чем при тяжелом.

Табл. 2. Илл. 2. Библ. 7 назв.

УДК 621.613.254.539.376

*Нелинейная ползучесть цилиндрической трубы при охлаждении* Мурадян Л. М. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 5, 1971, 40—46.

Рассматривается бесконечная бетонная труба, охлаждаемая через боковую поверхность в условиях нелинейной ползучести. Задача сводится к решению методом малых параметров нелинейного интегрально-дифференциального уравнения.

Приведен численный пример и построены графики изменения деформации и напряжения с учетом нелинейной ползучести материала.

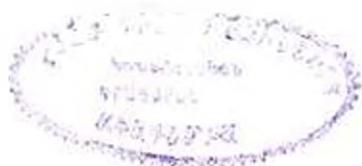
Библ. 2. Илл. 2.

*О возможности срока службы арматурной конструкции обмоток электрических машин, работающих в среде с высокой относительной влажностью и в воде* Давидова А. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 5, 1971, 58—63.

Надежная работа электрических машин в условиях одновременного воздействия высокой относительной влажности и повышенной температуры в основном обусловлено надежностью изоляционной конструкции обмоток машин.

В связи с этим вопросы прогнозирования срока службы изоляционных конструкций и разработки методики его определения ускоренным способом являются весьма актуальными проблемами электромашиностроения.

В настоящей статье на основании математической обработки экспериментальных данных ускоренных испытаний изоляционной конструкции определяется определенный срок ее службы по изменению одного из физических параметров во времени при температуре, близкой к рабочей при различных условиях окружающей среды.



Բ Ի Վ Ա Ն Գ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

Մ Ե Բ Ն Ա Շ Ն Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

- Կ. Լո. Շահրազյան, Վ. Մ. Սախրյան. Տարածական շուտովիկ-սողեակային մեխանիզմի նախագծումը և կորուստների փոքրածածակ որոշ նարսեր . . . . . 7
- Կ. Լ. Սարգսյան Տարածական սողողիչ թափոցի սինթեզի վերաբերյալ . . . . . 8

Է Ն Բ Ի Ե Ն Ե Վ

- Վ. Ն. Բակին. Անալոգային մեքենաների քիթոդով վառելանյութի ծախսի նարարերակուս ածների շափումների նշտափյան բարձրացման որոշ ուղիները . . . . . 17
- Կ. Ս. Սելեռյան, Վ. Ի. Սահուկով. Անըողիկ պրոցեսների և զծային սխտեմների հաճախականական ընտելացրի հաշվարկներում Ֆուրիեի մատիոխումների հաշվման մարի . . . . . 24

Շ Ի Ն Ա Բ Ա Ր Ա Վ Ա Ն Մ Ի Ե Ա Ն Ի Կ Ա, Շ Ի Ն Ա Բ Ա Ր Ա Վ Ա Ն Կ Ո Ն Ս Բ Ո Ւ Կ Ց Ի Ա Ն Ե Բ

- Յ. Ա. Կոռյան. Սեյսմիկ յրդանների համար բազմաշարի շենքերի կարկանդակում թեթև կրկաթե ստեղծի կիրառման վերաբերյալ . . . . . 33
- Է. Մ. Մուրադյան. Գյանային խողովակի ուղղային սողող . . . . . 40

Չ Ի Բ Ա Վ Ա Վ Ա Ն

- Ի. Ա. Հովհանյան. Աերացում զրա նոսաների հիդրավիկական հաշվարհը նախաարաջափ շարժման զԼպրում . . . . . 47

Գ Ի Տ Ա Կ Ա Ն Ն Ո Ց Ի Բ

- Ս. Վ. Հարությունյան. Բուլ (N, S) կարգավորումը միահաշվարհների տեսակարար էլեկտրադիմադրության հետադրումում բարձր զերմաստիճանում . . . . . 54
- Ա. Ա. Կոսլիկովա. Բարձր խոնավության, չրի և բարձր զերմաստիճանի պայմաններում աշխատող էլեկտրական մեքենաների մեկուսացման կոնստրուկցիայի մատայության ծամկետի կանխապուշակումը . . . . . 58
- Է. Ա. Սահուկյան. Պատահական կիներմատիկ պոլյոմ հարթ հնգուղակ կրկշուտովիկային մեխանիզմների մեարհի սինթեզ . . . . . 64

## СО Д Е Р Ж А Н И Е

### Машиностроение

- К. Х. Шахбазян, В. М. Таирян.* Синтез пространственного передаточного кривошипно-ползунового механизма и некоторые вопросы уменьшения потерь 3
- Ю. Л. Саркисян.* К синтезу пространственного направляющего четырехзвенника 3

### Энергетика

- В. И. Букин.* Некоторые пути повышения точности измерения относительного прироста расхода топлива котлоагрегатов с помощью АВМ 17
- Д. С. Мухомяков, В. И. Саков.* О вычислении преобразований Фурье при расчетах переходных процессов и частотных характеристиках линейных систем 24

### Строительная механика, строительные конструкции

- Т. А. Гороян.* О применении легкого железобетона в каркасах многоэтажных зданий для сейсмических районов 34
- Л. М. Мурадян.* Нелинейная ползучесть цилиндрической трубы при охлаждении 40

### Гидравлика

- Р. А. Овансян.* Гидравлический расчет взрывоопасного потока при равномерном движении 47

### Научные заметки

- С. В. Арутюнян.* Высокотемпературное исследование удельного электросопротивления упорядоченных сплавов  $Fe_3(Al, Si)$  54
- А. А. Давидова.* О прогнозировании срока службы изоляционной конструкции обмоток электрических машин, работающих в среде с высокой относительной влажностью и в воде 54
- Э. С. Саакян.* Метрический синтез двухкривошипных пятизвенных плоских механизмов с иррациональными кинематическими параметрами 64