

ISSN 0002-306X

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՄԱՆ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿՆԻԿ

ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

12

ԵՐԵՎԱՆ

ЕРЕВАН

Журнал издается с 5. 1. 1948 г.

Выходит 6 раз в год на русском языке

Խ Մ Ր Ա Չ Ր Ա Վ Ա Ն Վ Ո Ւ Ե Գ Ի Ա

Ռ. Մ. Սարգսյան (գլխավոր անդամ, խմբագիր), Վ. Վ. Ալեկսևիկի,
Ռ. Վ. Արսյան, Ռ. Ա. Ղազարյան, Ս. Մ. Ղազարյան, Մ. Վ. Կասյան,
Ա. Հ. Սանակյան, Յու. Լ. Սարգսյան, Մ. Գ. Ստալյան (պատ. խմբ. տեղ.),
Պ. Կ. Ստեփանյան (գլխավոր անդամ չարտոզար), Վ. Ս. Խաչատրյան:

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Р. М. Мартиросян (ответственный редактор), В. В. Алексеевский,
Р. В. Атоян, Р. А. Казарян, С. М. Казарян, М. В. Касьян,
А. О. Саакян, Ю. Л. Саркисян, М. Г. Стахян (зам. ответ. редактора),
Э. К. Степанян (ответственный секретарь), В. С. Хачатрян.

УДК 621.01

К. С. АРЗУМАНЯН

К УПРАВЛЕНИЮ l -КООРДИНАТНЫМИ МАНИПУЛЯТОРАМИ

Рассмотрены вопросы управления исполнительными механизмами l -координатных манипуляторов, названных ортогональными. Их особенность заключается в расположении шести шарниров выходного звена по два на трех прямых — взаимно перпендикулярных или скрещивающихся под прямыми углами. Разработаны алгоритмы управления этими механизмами, согласно которым достигается упрощение обработки информации за счет попарного измерения длин тяг. Это приводит к уменьшению объема памяти и разрешающей способности системы управления, т. е. управление упрощается, а быстрота действия механизма повышается.

Ил. 4. Библиогр.: 6 назв.

Ուսումնասիրվում են օրինոյնայ l -կոորդինատային մանիպուլյատորների դրժադիր մեխանիզմների ղեկավարման հարցերը Այդ մեխանիզմների առանձնահատկությունը կայանում է նրա օղակի վեց հողակապերը փոխադարձ ուղղահայաց կամ ուղիղ անկյան տակ խաչվող երեք աղիղների վրա երկուական դասավորման մեջ: Մշակված է այդ մեխանիզմների ղեկավարման ալգորիթմը, ըստ որի առանձին զույգ ձողերի երկարությունների փոփոխության շնորհիվ պարզվում է անհկատարության մշակման ընթացքը: Դա բերում է ղեկավարման համակարգի արագեցմանը և որպես հետևանք՝ դրժադիր մեխանիզմների արդազործության մեծացմանը:

l -координатными [1] называются манипуляторы, в исполнительных механизмах которых движения выходного звена реализуются независимым регулированием посредством приводов шести расстояний l_i ($i = 1-6$) от заданных точек основания до заданных точек выходного звена. Рассмотренные в [2-4] методы перехода от l -координат к декартовым и обратно характеризуют уровень сложности задач управления данными манипуляторами. В [5] предложены исполнительные механизмы l -координатных манипуляторов, для которых решение указанных задач выполняется проще. Особенность этих механизмов заключается в том, что сферические шарниры их выходного звена лежат по два на трех взаимно перпендикулярных прямых (рис. 1-3). На оси x лежат точки p_1 и p_2 , в которых расположены центры шарниров выходного звена, на оси y — p_3 и p_4 , а на оси z — p_5 и p_6 . Кроме того, шарниры выходного звена могут лежать на трех прямых, скрещивающихся под прямыми углами (рис. 4 — точки p_1 и p_2 , p_3 и p_4 , p_5 и p_6). Кинематические схемы исполнительных механизмов таких манипуляторов, названных ортогональными, могут быть образованы любой той структурой l -координат, согласно которой шарниры выходного звена расположены в шести точках [6].

Установим взаимосвязь положений выходного звена исполнительных механизмов ортогональных l -координатных манипуляторов с длинами их тяг (рис. 1). Пусть в исходном положении совпадают начала и соответствующие оси систем координат $Oxyz$ и $O'x'y'z'$, связанных

соответственно с основанием и выходным звеном, а центры шарниров выходного звена лежат по два на трех их осях и в системе $Oxyz$ имеют следующие координаты:

$$\begin{aligned} p_1(r_1, 0, 0), & \quad p_3(0, r_3, 0), & \quad p_5(0, 0, r_5), \\ p_2(-r_2, 0, 0), & \quad p_4(0, -r_4, 0), & \quad p_6(0, 0, -r_6), \end{aligned}$$

где r_i — расстояние от центра системы координат $Oxyz$ до соответствующих центров шарниров выходного звена. Кроме того, известны значения координат центров шарниров основания q_i в системе координат $Oxyz$ — x_i, y_i, z_i . Требуется определить приращения длин

тяг, необходимые для перемещения выходного звена в пространстве из исходного положения вдоль осей x, y, z на величины, соответственно $\Delta x, \Delta y, \Delta z$, а также для поворота выходного звена вокруг тех же осей на углы, соответственно $\Delta\varphi_x, \Delta\varphi_y$ и $\Delta\varphi_z$.

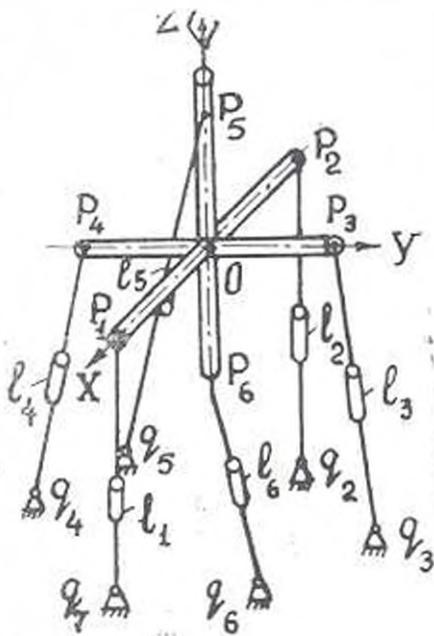


Рис. 1.

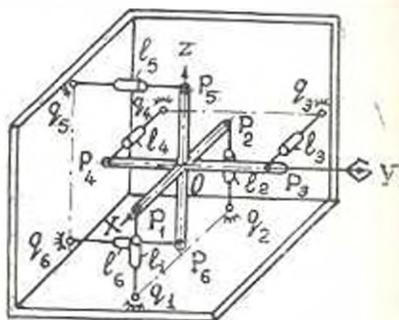


Рис. 2.

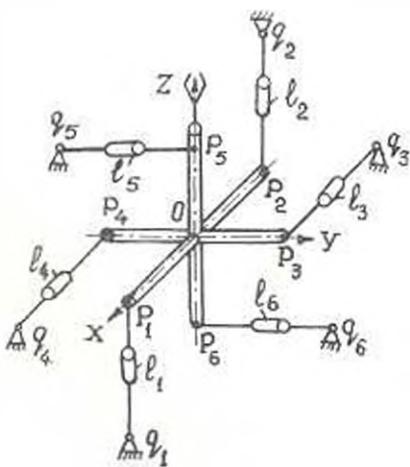


Рис. 3.

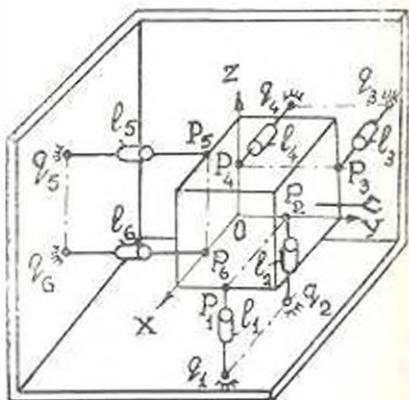


Рис. 4.

Значения длин тяг l_i в исходном положении определим по формуле

$$l_i = \sqrt{(x_{pi} - x_{qi})^2 + (y_{pi} - y_{qi})^2 + (z_{pi} - z_{qi})^2},$$

а углы α_i , β_i , γ_i , которые образуют в исходном положении оси тяг l_i с положительными направлениями осей, соответственно x , y и z системы координат $Oxyz$, определяются по формуле

$$\cos \alpha_i = \frac{x_{pi} - x_{qi}}{l_i}, \quad \cos \beta_i = \frac{y_{pi} - y_{qi}}{l_i}, \quad \cos \gamma_i = \frac{z_{pi} - z_{qi}}{l_i}.$$

При перемещении выходного звена в другое положение длины тяг примут новые значения l_i' , получив при этом приращения Δl_i : $l_i' = l_i + \Delta l_i$, значения которых определяются из выражения

$$\Delta l_i = \Delta l_i^x + \Delta l_i^y + \Delta l_i^z + \Delta l_i^{xx} + \Delta l_i^{yy} + \Delta l_i^{zz},$$

где Δl_i^x , Δl_i^y , Δl_i^z — величины приращений длины i -ой тяги при перемещении выходного звена из исходного положения, соответственно вдоль оси x на величину Δx , оси y на величину Δy и оси z на величину Δz ; Δl_i^{xx} , Δl_i^{yy} , Δl_i^{zz} — величины приращения длины i -ой тяги при повороте выходного звена из исходного положения, соответственно вокруг оси x на угол $\Delta \varphi_x$, оси y на угол $\Delta \varphi_y$ и оси z на угол $\Delta \varphi_z$.

Значения приращений Δl_i^x , Δl_i^y , Δl_i^z определяются из следующих выражений:

$$l_i^x = \sqrt{l_i^2 - 2l_i(\Delta x) \cos \alpha_i + (\Delta x)^2} - l_i,$$

$$l_i^y = \sqrt{l_i^2 - 2l_i(\Delta y) \cos \beta_i + (\Delta y)^2} - l_i, \quad (1)$$

$$l_i^z = \sqrt{l_i^2 - 2l_i(\Delta z) \cos \gamma_i + (\Delta z)^2} - l_i,$$

а значения приращений Δl_i^{xx} , Δl_i^{yy} , Δl_i^{zz} —

$$\Delta l_i^{xx} = l_i -$$

$$- \sqrt{l_i^2 + 4r_i^2 \sin^2 \frac{\Delta \varphi_x}{2} - 4l_i r_i \sin \frac{\Delta \varphi_x}{2} \left(\cos \gamma_i \sin \frac{\Delta \varphi_y}{2} + \cos \beta_i \cos \frac{\Delta \varphi_z}{2} \right)},$$

$$\Delta l_i^{yy} = l_i -$$

$$- \sqrt{l_i^2 + 4r_i^2 \sin^2 \frac{\Delta \varphi_y}{2} - 4l_i r_i \sin \frac{\Delta \varphi_y}{2} \left(\cos \alpha_i \sin \frac{\Delta \varphi_x}{2} + \cos \gamma_i \cos \frac{\Delta \varphi_z}{2} \right)},$$

(2)

$$\Delta l_i^{zz} = l_i -$$

$$- \sqrt{l_i^2 + 4r_i^2 \sin^2 \frac{\Delta \varphi_z}{2} - 4l_i r_i \sin \frac{\Delta \varphi_z}{2} \left(\cos \beta_i \sin \frac{\Delta \varphi_x}{2} + \cos \alpha_i \cos \frac{\Delta \varphi_y}{2} \right)}.$$

Необходимо учитывать, что при повороте вокруг какой-либо из осей, например, оси x , длины тяг, связанных с выходным звеном шарнирами, расположенными на этой оси (тяги l_1 и l_2), остаются всегда неизменными, т. е. применительно к рис. 1 имеем $\Delta l_1^{x1} = \Delta l_2^{x1} = 0$. Аналогично, при повороте выходного звена вокруг осей y и z имеем: $\Delta l_3^{y1} = \Delta l_4^{y1} = 0$ и $\Delta l_5^{z1} = \Delta l_6^{z1} = 0$. Кроме того, в зависимости от расположения тяг относительно осей системы координат $Oxyz$ могут быть рассмотрены случаи, когда для перемещения или поворота выходного звена значения приращений длин некоторых пар тяг, рассчитанные согласно формулам (1) и (2), необходимо учитывать с различными знаками. Например, для вращения выходного звена механизма на рис. 2 вокруг оси z на угол $\Delta \varphi_z$ против часовой стрелки, если смотреть с конца положительного направления этой оси, длину тяги l_1 необходимо уменьшить на величину Δl_1^{z2} , рассчитанную по формуле (2), а длину тяги l_2 увеличить на величину Δl_2^{z2} . Для перемещения выходного звена того же механизма вдоль оси y в положительном направлении на величину Δy длины тяг l_3 и l_4 необходимо увеличить на величины соответственно Δl_3^{y2} и Δl_4^{y2} , рассчитанные по формуле (1). В то же время, для перемещения выходного звена механизма на рис. 3 вдоль той же оси y в положительном направлении на величину Δy длину тяги l_1 необходимо увеличить на величину Δl_1^{y3} , рассчитанную согласно (1), а длину тяги l_2 уменьшить на величину Δl_2^{y3} .

Таким образом, простота управления перемещениями выходного звена рассмотренных исполнительных механизмов l -координатных манипуляторов достигается попарным изменением длин тяг. Как следует из (1) и (2), при малых перемещениях и углах поворота выходного звена, например, при осуществлении сборочных операций в электронной промышленности, значениями приращений длин некоторых тяг можно пренебречь. В этом случае (рис. 2) для перемещения выходного звена по какой-либо оси, например, оси x , достаточно дать приращение длинам только двух тяг l_5 и l_6 на величину перемещения. Для поворота выходного звена на какой-то угол $\Delta \varphi_x = \Delta$ вокруг одной из осей, например, оси x , необходимо длины двух тяг l_3 и l_4 изменить в разные стороны, т. е. уменьшить и увеличить на величины, соответственно Δl_3^{x2} и Δl_4^{x2} , рассчитанные по формуле (2), а остальные длины тяг оставить без изменения.

В рассмотренных механизмах достигается упрощение обработки информации в реальном масштабе времени, которую производит система управления. Это приводит к уменьшению объема памяти и разрешающей способности системы управления, т. е. система управления упрощается, а быстродействие механизма повышается.

Л И Т Е Р А Т У Р А

- 1 Колосков А. Ш. Разработка и исследование промышленных роботов на основе I-координат // Станки и инструмент. — 1982 — № 12 — С. 21—24.
- 2 Фриш К. В., Сергеев В. И., Колосков А. Ш. Исследование механических параметров промышленных роботов I-координатными методами // Second Yugoslav-Soviet Symposium on Applied Robotics, June 14-15 1984. Proceedings. — Aranđjelovac Yugoslavia 1984. — P. 147-151.
- 3 Курев С. О. Метод систематического исследования промышленных роботов на основе I-координат // Ред. журн. «Станки и инструмент». М., 1985. — 5 с. Деп. в ВНИИТЭМР 21.11.85, № 379.
- 4 Янг Ли. Исследование кинематики манипуляторов контрравновесия типа M. Конструирование и технология машиностроения. Тр. Амер. об-щ. инж.-мех. — М.: Мир, 1981 — № 2, С. — 264272.
- 5 А. С. УИП 8 СССР, МКП ВФ 1900. I-координатный триггертатный механизм / К. С. Арзуманян, А. Ш. Колосков (СССР). № 3972164/31-08. Заявлено 01.11.84. Опубликовано 15.04.87, Бул. № 14, 3 с.
- 6 Фришман К. С., Колосков А. Ш. Синтез структур I-координатных систем для управления и динамического промышленными роботами // Исследование конструирования и управление гибкими производственными системами. М.: Наука, 1988. — С. 70-81.

Получено К. Мазур

26 IX 1988

Тр. МН АН СССР, сер. Техн. науки, № 4, 1990, с. 153—157

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Т. Д. 4831

Э. С. СААКЯН, Д. В. МЕРЦЯН, Р. В. СААКЯН

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ МЕТОДОВ РЕШЕНИЯ УРАВНЕНИЙ ДВИЖЕНИЯ МЕХАНИЗМОВ

Приводится сравнительный анализ рекомендуемых численных методов решения нелинейных уравнений движения механизмов по критерию достигаемой точности расчета. Приводятся рекомендации о целесообразности конкретного использования того или иного метода расчета.

На 1. Библиогр. 7 назв.

Արդյան է ընդհանրացվել շարժման և պտտման կոորդինատները (սովորած թվային մեթոդներ) ոչ լինիանկների անձնականության հետազոտությունները կենտրոնացված սպասարկող համակարգի լինիանկների թվային լինիանկների հետազոտությունները: ըստ ընդհանրի այն կամ այն կոորդինատների կիրառման կատարված շարժարտություններ:

Уравнение движения механизма с одной степенью подвижности

$$I \frac{d^2 \varphi}{dt^2} = M(\varphi, \omega) \quad (1)$$

можно представить в дифференциальной

$$I(\varphi) \omega dt \frac{d\omega}{d\varphi} = U(\varphi) \omega^2 - M(\varphi, \omega) \quad (2)$$

либо в интегральной форме

$$0,5 I(\varphi) \omega^2 = 0,5 I(\varphi_0) \omega_0^2 - \int_{\varphi_0}^{\varphi} M(\varphi, \omega) d\varphi \quad (3)$$

где $I = 0,5I(\varphi)\omega^2$; $I'(\varphi) = dI(\varphi)/d\varphi$; φ_0 , φ и ω_0 , ω — начальное и текущее значения угла поворота и угловой скорости начального звена механизма; $M(\varphi, \omega)$, $I(\varphi)$ — приведенные к начальному звену момент сил и момент инерции.

Уравнение (2) дифференциальное, нелинейное, первого порядка и в общем случае не может быть решено в квадратурах, а в уравнении (3) при тех же исходных данных не определяется интеграл

$\int_{\varphi_0}^{\varphi} M(\varphi, \omega) d\varphi$. Ввиду этого решения уравнений (1)–(3) проводятся приближенными численными методами. Основными известными методами приближенного решения уравнений (1)–(3) являются:

1. Приближенное решение уравнения (2), рассмотренное в [1, 2] (метод № 1), которое сводится к рассмотрению зависимости

$$\omega_{i+1} = M_i \Delta\varphi / I_i \omega_i + \omega_i (3I_i - I_{i+1}) / 2I_i. \quad (4)$$

Зависимость (4) можно также получить, решая уравнение (2) на интервале $\Delta\varphi$ методом Эйлера [3, 4]

2. Приближенное решение уравнения (2) методом полушага [3], рассмотренное в [5, 6] (метод № 2), которое сводится к рассмотрению зависимости

$$\omega_{i+0,5} = \omega_i + (M_{i+0,5} - 0,5I'_{i+0,5}\omega_i^2) \Delta\varphi / I_{i+0,5} \omega_{i+0,5}, \quad (5)$$

где

$$\omega_{i+0,5} = \omega_i + (M_i - 0,5I'_i \omega_i^2) \Delta\varphi / 2I_i \omega_i. \quad (6)$$

3. Приближенное решение уравнения (1) методом полушага, рассмотренное в [5] (метод № 2а), которое сводится к рассмотрению зависимости

$$\omega_{i+1} = \sqrt{(I_i \omega_i^2 + 2M_{i+0,5} \Delta\varphi) / I_{i+1}}. \quad (7)$$

где

$$\varphi_{i+0,5} = \sqrt{(I_i \omega_i^2 + M_i \Delta\varphi) / I_{i+0,5}}. \quad (8)$$

4. Приближенное решение уравнения (3), рассмотренное в [7] (метод № 3), которое сводится к определению ω_{i+1} из неявной зависимости

$$I_{i+1} \omega_{i+1}^2 - I_i \omega_i^2 = [M_i + M(\varphi_{i+1}, \omega_{i+1})] \Delta\varphi. \quad (9)$$

Зависимость (9) можно получить также из (2), предположив, что на интервале изменения угла $\Delta\varphi$ функции $I(\varphi)$, $\omega^2(\varphi)$ и $M(\varphi, \omega)$ (рис. а, б, з) меняются по линейному закону.

5. К указанным зависимостям добавим ранее неизвестные: а) выражение

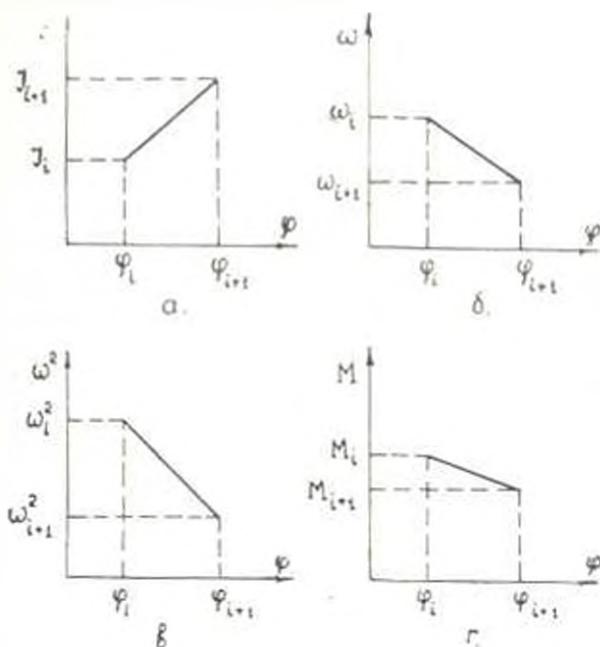
$$\omega_{i+1} = \sqrt{(2M_i \Delta\varphi + I_i \omega_i^2) / I_{i+1}}, \quad (10)$$

которое получается при решении уравнения (1) на интервале $\Delta\varphi$ методом Эйлера (метод № 1а);

б) выражение

$$(3I_{i+1} + I_i) \omega_{i+1}^2 - 2(I_{i+1} - I_i) \omega_i \omega_{i+1} - (I_{i+1} + 3I_i) \omega_i^2 = 4 [M_i - M(\varphi_{i+1}, \omega_{i+1})] \Delta\varphi, \quad (11)$$

которое получается из (2), предположив, что на интервале изменения угла $\Delta\varphi$ зависимости $I(\varphi)$, $\omega(\varphi)$ и $M(\varphi, \omega)$ (рис. а, б, г) меняются по линейному закону (метод № 3а).



Рис

В выражениях (4)–(11) приняты обозначения: $\Delta\varphi = \varphi_{i+1} - \varphi_i$, где φ_{i+1} , φ_i — величины угла поворота начального звена в конце и в начале принятого интервала исследования:

$$\omega_{i,0.5} = \omega(\varphi_i + 0,5\Delta\varphi); \quad I_{i+0.5} = I(\varphi_i + 0,5\Delta\varphi);$$

$$I_{i,0.5} = I(\varphi_i + 0,5\Delta\varphi); \quad M_{i,0.5} = M(\varphi_i + 0,5\Delta\varphi, \omega_{i+0.5}).$$

Несмотря на многообразие приближенных способов решения уравнений (1)–(3), в литературе по ТММ отсутствует информация об их достоинствах, недостатках и нет рекомендаций об оптимальных областях их использования. При рассмотрении конкретных задач исследователями интуитивно выбирается тот или иной приближенный метод, поэтому полученное решение не всегда оказывается оптимальным с точки зрения затрат времени и достигнутой точности расчета. В тех случаях, когда зависимости $M = M(\varphi, \omega)$ и $I = I(\varphi)$ в уравнениях (1)–(3) задаются в аналитической форме, выбор приближенного метода решения теряет свою актуальность ввиду возможности назначе-

ния маленького шага расчета, при котором результаты, полученные разными методами, окажутся близкими друг к другу и к точному решению. Однако в большинстве конкретных задач информация о механических характеристиках сил, действующих на механизм, задается в табличной (графической) форме. Это же относится и к значениям приведенного момента инерции, т. е. исследователь располагает набором дискретных значений M и I . В таких случаях особенно важен правильный выбор численного метода расчета.

Проведем сравнение перечисленных выше методов приближенного решения уравнений движения (1)–(3). Погрешность методов № 1 и № 1а на каждом шаге $\Delta\varphi$ не превышает величину $a(\Delta\varphi)^2$ [3, 4], где a — коэффициент, определяемый задами зависимостей $M(\varphi, \omega)$ и $I(\varphi)$. Следует указать на существенный недостаток метода № 1. Ввиду того, что в первом слагаемом выражения (4) ω_1 записано в знаменателе, возникают значительные сложности при $\omega_1 = 0$. Метод №1а лишен этого недостатка. Большой точности можно достигнуть, используя для расчетов модификацию метода Эйлера, которая известна как метод полуншага. Расчеты показывают, что погрешность этого метода на каждом шаге $\Delta\varphi$ не превосходит величину $Q(\Delta\varphi)^2$. Косвенное указание на такую погрешность имеется и в [3]. Сопоставляя методы полуншага, отметим два существенных недостатка метода № 2. Во-первых, для расчета методом № 2 необходимо иметь дополнительно зависимость $I(\varphi)$, а во-вторых, при $\omega_1 = 0$ решение задачи усложняется (величина ω_1 в знаменателе второго слагаемого выражения (6)). Метод № 2а лишен этих недостатков. Для выражений (9) и (11) методов № 3 и № 3а порядок погрешности не установлен. Однако практические расчеты, проведенные при решении многочленных задач, свидетельствуют о том, что по точности эти методы значительно превосходят ранее рассмотренные.

С целью сравнения приближенных методов проведено решение ряда задач. В результате анализа полученных результатов установлено, что приближенные методы решения уравнений движения механизмов по признаку достигаемой точности расчета условно можно разделить на три группы.

Первую группу образуют методы № 1 и № 1а, которые характеризуются невысокой точностью расчета. Однако простая структура уравнений (4) и (10) позволяет рекомендовать их для быстрых ориентировочных расчетов без использования ЭВМ. Предпочтение при расчетах следует отдавать методу № 1а.

Вторую группу образуют методы № 3 и № 3а, которые обеспечивают наибольшую, чем все остальные методы, точность расчета. Уравнения (9) и (11) этих методов в общем случае могут оказаться неявными относительно искомого $\omega_{1,2}$. В таких случаях эти уравнения целесообразно решать на ЭВМ.

Третью группу образуют методы № 2 и № 2а, которые по точности расчета занимают промежуточное положение между методами первой

и второй групп. Структура ураниений этих методов позволяет решать их с использованием непрофессиональных микрокалькуляторов. Предпочтение при расчетах следует отдавать методу № 2а.

ЛИТЕРАТУРА

1. Баранов Г. Г. Курс теории механизмов и машин.— М.: Машиностроение, 1967.— 508 с.
2. Артоболевский Н. Н. Теория механизмов и машин — М.: Наука, 1988 — 640 с.
3. Демидович Б. П., Марон Н. А., Шваблова Э. С. Численные методы анализа — М.: Физматгиз, 1963.— 400 с.
4. Зельдович Я. Б., Мышкис А. Д. Элементы прикладной математики.— М.: Наука, 1967.— 645 с.
5. Зинявская Вяч. А., Бессонов А. П. Узлы динамики машинных агрегатов.— М.: Машиностроение, 1964.— 236 с.
6. Бессонова А. П. Динамика механизмов // Спр.: Кинематика, динамика и точность механизмов.— М.: Машиностроение.— 1984.— С. 75—110.
7. Теория механизмов и машин / Под ред. К. В. Фролова.— М.: Высшая школа, 1987.— 490 с.

ЕрПН им. К. Маркса

№ XII. 1989

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), • XLIII, № 4, 1990, с. 157—161

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 628.517:534.6.08

А. Т. АРАКЕЛЯН, Э. Л. ШАНДАЗЯН

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК ЗВУКОВОГО ПОЛЯ ЗАГЛУШЕННЫХ КАМЕР

Предлагается новый метод расчета характеристик звукового поля заглушенных камер. Предлагаемый метод в отличие от существующего позволяет получать характеристики звукового поля заглушенной камеры с учетом характеристик и расположения поглощающих поверхностей при любых значениях запаздывания отраженного звука относительно прямого, что значительно увеличивает точность расчета.

Ил. 1. Библиогр.: 4 назв.

Հաղվածում առաջարկվում է խոսք խցիկում ձայնային դաշտի բնութագրելու հարվարկային նոր եղանակ: Ի տարբերություն հայտնի եղանակների՝ հաղվի են առկվում կանոն դակերևույթների բնութագրերն ու դիրքը անբաղադրող ձայնի ուղացման ցանկացած նշանակության դեպքում, որը բերում է հաղվարկի հնարության նշանակալի բարձրացման:

Существующий метод расчета характеристик звукового поля заглушенных камер разработан [1] на основе статистической теории при некоторой идеализации формирования звукового поля. При расчете характеристик звукового поля по существующему методу не учитываются значение коэффициента звукопоглощения в зависимости от угла падения звуковой волны, расположение поглощающих поверхностей в помещении относительно источника шума и распределение звукового

давления в помещении, что приводит к погрешностям при определении характеристик звукового поля. В связи с этим разработан метод расчета характеристик звукового поля заглушенных камер с учетом особенностей формирования этого поля. Звуковое поле в помещении состоит из прямого и отраженного звуков. Плотность энергии прямого звука определяется по формуле [2]

$$E = \frac{P_0 \Phi}{\Omega r^2 c}, \quad (1)$$

где P_0 — звуковая мощность источника, Вт; Φ — фактор направленности излучения источника; Ω — пространственный угол излучения, ср; r — расстояние от центра излучения до точки приема, м; c — скорость звука, м/с.

Плотности энергии отраженного звука определим при помощи мнимых источников. На ограждающую поверхность помещения падает прямая звуковая волна, которая отражаясь, поступает в точку приема. Отраженные волны, приходящие в расчетную точку, можно рассматривать как волны, распространяющиеся от мнимых источников звука. При мощности каждого из мнимых источников $P_0 (1 - \alpha_p(\theta))$ их суммарное значение представится в виде

$$P_M = \sum_{p=1}^m P_0 (1 - \alpha_p(\theta)), \quad (2)$$

где $\alpha_p(\theta)$ — коэффициент звукопоглощения p -ой поверхности в зависимости от угла падения, θ ; m — количество мнимых источников, P_0 — мощность падающей волны на поверхность площадью S_p , Вт. При плотности энергии, создаваемой реальным источником до первого акта звукопоглощения

$$E = \frac{4P_0}{c \alpha_p S_p}, \quad (3)$$

мощность падающей волны на поверхность площадью S_p выразится соотношением

$$P_p = \frac{c S_p}{4} E, \quad (4)$$

где $\alpha_c = \sum_{i=1}^n \alpha_i S_i / S$ — средний коэффициент звукопоглощения ограждающих поверхностей помещения; α_i — коэффициент звукопоглощения i -ой поверхности; S_i — площадь поверхности i -го ограждения, м²; S — площадь ограждающих поверхностей помещения, м²; n — количество ограждений с различными значениями коэффициента звукопоглощения.

При установившемся равновесном состоянии поле отраженного звука в помещении постоянно получают энергию от источника и столько же теряет при отражениях, т. е.

$$P = \alpha_r P_M. \quad (5)$$

Рассматривая точку приема как источник с мощностью P , по выражению (3) определим плотность энергии, установившейся в помещении, которая и будет плотностью энергии отраженного звука

$$E_0 = \frac{4P}{c\alpha_r S}. \quad (6)$$

Совместно решая (2), (4) и (6), окончательно получаем значение плотности энергии отраженного звука в помещении

$$E_0 = \frac{4P_M}{cS} \sum_{i=1}^n \sum_{p=1}^m \frac{S_p (1 - \alpha_p(\theta))}{\alpha_i S_i}. \quad (7)$$

В частном случае, если в точку приема падают отраженные звуковые волны от всех ограждающих поверхностей помещения ($n=m$), формула (7) совпадает с выражением плотности энергии диффузного поля отраженного звука в помещении [2].

Для учета фазовых соотношений в расчетной точке поля плотность энергии прямого и отраженного звуков представим на комплексной плоскости в виде векторов

$$\dot{E}_0 = E_0 e^{i\omega t}, \quad \dot{E}_p = E_p e^{i(kr_p - \omega t)}. \quad (8)$$

где r_p — расстояние от p -го мнимого источника до точки приема, $k = \omega/c$ — волновое число, м^{-1} ; ω — угловая частота колебаний, с^{-1} . Полученные выражения (8) позволяют определять основные характеристики звукового поля заглушенной камеры. Неравномерность поля выразится следующим соотношением:

$$\Delta L = 10 \lg \left(1 + \operatorname{Re} \left(\frac{4\Omega r^2}{\Phi S} \sum_{i=1}^n \sum_{p=1}^m \frac{S_p (1 - \alpha_p(\theta)) e^{i(k(r_p - r))}}{\alpha_i S_i} \right) \right), \quad (9)$$

а значение плотности энергии на расстоянии r от излучателя относительно исходной плотности, условно взятого на расстоянии r_1 —

$$\alpha_r = 10 \lg \operatorname{Re} \left(\frac{r_1^2}{r} e^{i(k(r - r_1))} + \frac{4\Omega r_1^2}{S} \sum_{i=1}^n \sum_{p=1}^m \frac{S_p (1 - \alpha_p(\theta)) e^{i(k(r_p - r_1))}}{\alpha_i S_i} \right). \quad (10)$$

В (9) и (10) берется действительная часть комплексного выражения, нахождение которой представляет определенную трудность в связи с необходимостью изменения несколько раз формы представления. Значительно проще для их нахождения использовать векторные диаграммы на комплексной плоскости. Предлагаемый метод использо-

ван при проектировании заглушенной камеры НПО «АНИ». В качестве примера на рисунке приведены векторные диаграммы для определения неравномерности поля заглушенной камеры для частот $f = 63, 125$ и 250 Гц при расстоянии от источника $r = 2$ м. На комплексной плоскости

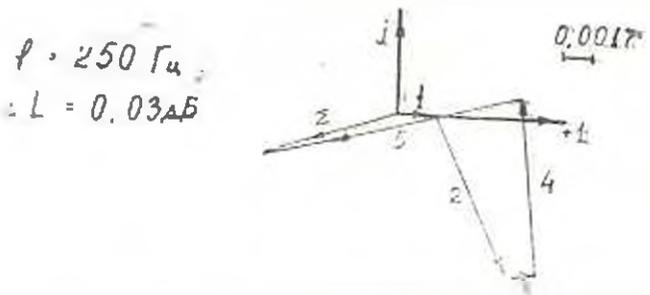
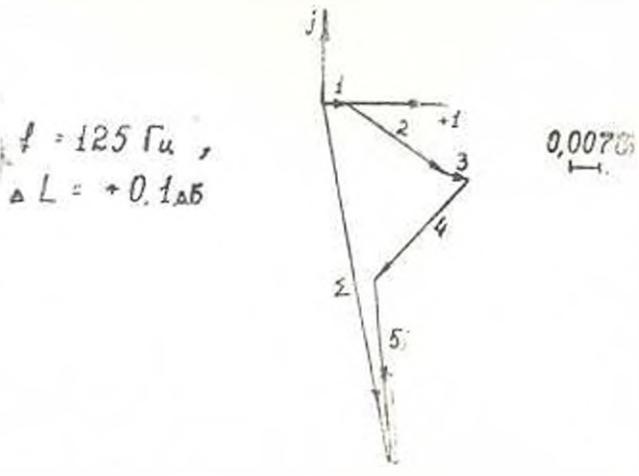
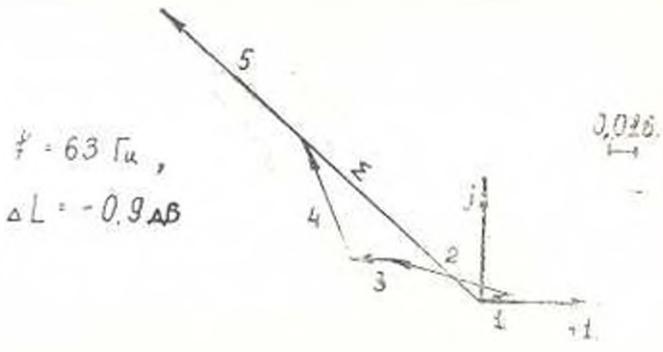


Рис. Векторные диаграммы относительных значений отраженной энергии от различных поверхностей при $r = 2$ м.

сти строятся векторы, соответствующие относительным значениям отраженной энергии от различных поверхностей. Так как камера выпол

вена с отражающим полом, векторная диаграмма строится для пяти поверхностей (четырёх стен и потолка). Определяется результирующая этих векторов Σ и вычисляется его действительная часть (проекция результирующего вектора на действительную ось). Полученная величина суммируется с единицей и логарифмируется, т. е. при помощи векторных диаграмм значительно упрощается учет фазовых соотношений и определение величины неравномерности звукового поля заглушенной камеры.

Предлагаемый метод по сравнению с существующим позволяет получать характеристики звукового поля заглушенной камеры с учетом характеристик и положения поглощающих поверхностей при любых значениях запаздывания отраженного звука относительно прямого.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Raush W., Schubert H. Reflexionsarme Schallmeßräume // Frequenz. — 1959. — В. 13, № 10. — С. 324—331.
2. Сергеев М. В. Распространение звука в помещениях // В кн.: Борьба с шумом на производстве. — М.: Машиностроение, 1985. — С. 179—187.
3. Осипов Г. Л. Защита зданий от шума. — М.: Стройиздат, 1972. — 216 с.
4. Кудрявцев Ф. С., Лагунов Л. Ф. Методические указания по расчету и проектированию акустических камер для измерения шумовых характеристик машин. — М.: ВЦНИИОТ ВЦСПС, 1978. — 77 с.

АрмНИИ общей гигиены
и профилактической

30. III. 1980

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLIII, № 1, 1990, с. 161—168

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 620.191.8

М. Г. СТАКЯН, Г. А. МАНУКЯН

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА СОПРОТИВЛЕНИЯ КОРРОЗИОННОЙ УСТАЛОСТИ ВАЛОВ ПРИ СЛОЖНО-НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ

Рассмотрено влияние статических касательных напряжений на сопротивление коррозионной усталости образцов из стали 45 диаметром $d = 12$ мм при действии на них совместного циклического изгиба и статического кручения. Построены поверхности предельных напряжений в координатах $\sigma - N - \tau$ при постоянном отношении $\sigma/\tau = 0, 0,3$ и $0,6$, в для количественной оценки влияния τ предложены коэффициенты $K_{кор\tau}$ и $K_{кор\sigma}$, которые учитывают изменения ограниченного предела выносливости и циклических долговечностей при различных вероятностях разрушения.

Ил. 4. Табл. 1. Библиогр. 8 назв.

Պատկերված է ստալի 45-ից պարունակող շարժման շարժանքները պարունակող 12 մմ-ից $d = 12$ մմ-ի շարժանքները պարունակող փորձակոչների հոսանքի հզորության և շարժանքների հոսանքի

Էրբ վերջիններս փորձարկվում են համառոտ ջրկլային ծովամար և սառսիկ սղորմամբ: Փորձարկման յուրաքանչյուր շարքում հաստատուն պահելով $\tau/\sigma = 0, 0.3$ և 0.6 հարարերությունը՝ $c = N - \tau$ կտորդինատներում կտուցված է սահմանային լարումների մակերևույթը, իսկ τ -ի ազդեցության քանակական դահաստման համար առաջադրված են $K_{\text{կտտ}} = 4$ և $K_{\text{կտ}} = N$ գործակիցները, որոնք հաշվի են առնում դիմացկունության շափաղոր սահմանների և ջրկլային երկարակեցության փոփոխությունը բազմաջրկլային հոգեածության մարզում՝ հաշվի առնելով շտաբայվելու հավանականությունը:

Массовые испытания на коррозионную усталость [1] показали, что распределение циклических долговечностей на разных уровнях перенапряжений и для этого случая усталостного разрушения можно описать логарифмически нормальным законом распределения, для чего проведено комплексное статистическое исследование по проверке «нулевой гипотезы» соответствия совокупности $\lg N$ данному закону по критериям согласия Шапиро—Уилка W , Колмогорова—Смирнова λ , Мизеса ω^2 и Пирсона χ^2 [2]. Выявлен также характер изменения дисперсий $\lg N$ по уровням перенапряжений σ .

Корректность проведения статистических оценок во многом зависит от соответствия принятой математической модели реальному физическому процессу коррозионно-усталостного разрушения, по-разному проявляющемуся при высоких и низких перенапряжениях. В [3] предложена модель в виде двух семейств квантильных кривых усталости, имеющих точку перелома при $N = (1-3) \cdot 10^6$ циклов и описываемых параметрическим уравнением

$$\lg N = \overline{\lg N} + z_p s_{N_r} - (\overline{m} + z_p s_m) (\lg \sigma - \overline{\lg \sigma}) \quad (1)$$

или

$$\lg N = C - m \lg \sigma, \quad (2)$$

где $C = \overline{C} + z_p (s_m \overline{\lg \sigma} + s_{N_r})$, $\overline{C} = \overline{\lg N} + \overline{m} \overline{\lg \sigma}$, $m = \overline{m} + z_p s_m$.

Изучение сопротивления коррозионной усталости деталей при сложно-напряженном состоянии (СНС) представляет определенный интерес, т. к. оно характерно для режимов работы большинства валов передаточных механизмов и технологического оборудования, работающих в условиях коррозионного воздействия среды. Частный случай СНС—совместное действие циклического изгиба и статического кручения ($\pm \sigma, \tau$) встречается при регулярном или близком к нему режимах нагружения валов. Особенностью этого вида СНС является взаимосвязанность касательных и нормальных напряжений, постоянству значений τ/σ для данного вала и инвариантность τ/σ к внешним силовым факторам. В [4] определены интервальные значения τ/σ в зависимости от расположения вала в кинематической цепи машины и вида концентратора напряжений для включения этих значений в план испытаний на усталость. Исследования в этой области крайне ограничены [5, 6], выполнены без системного подхода к режимам нагружения, методики проведения испытаний, принятию математической модели про-

песса и обработке экспериментальных данных, что связано с трудностями реализации подобных испытаний.

Для изучения влияния касательных напряжений на сопротивление коррозионной усталости валов проведены испытания на усталость гладких образцов ($d = 12$ мм, сталь 45, нормализация, $HV = 200$, $\tau_u = 680$ МПа, $\tau_{0.2} = 427$ МПа, $\tau_{0.1} = 255$ МПа) в пресной воде при постоянном отношении $\tau/\sigma = 0, 0,3$ и $0,6$ внутри каждой серии испытаний, моделирующих режим работы валов рабочих органов камперезных машин, в работе которых вода используется в качестве охлаждающей жидкости. Испытания проведены на машине [7], снабженной специальной коррозионной камерой и нагружающей вращающиеся образцы совместными переменными изгибными и постоянными касательными напряжениями. Результаты испытаний обработаны согласно методике [3].

Таблица

τ/σ	Зоны N	$\overline{\lg \sigma}$	$\overline{\lg N}$	\bar{C}	\bar{m}	s_m	$s_{\Delta N}$	r_1	$\sigma_{RN} \cdot$ МПа
0	$N < N_0$	2,4122	5,9576	22,0729	6,6607	0,8637	1,1757	0,9011	215
	$N > N_0$	2,3079	6,9005	40,6183	14,6096	2,182	0,2174	0,9039	
0,3	$N < N_0$	2,4096	5,9613	19,4782	5,6096	0,5102	0,1508	0,9502	210
	$N > N_0$	2,2812	6,9117	48,1177	18,0629	2,8270	0,1535	0,9245	
0,6	$N < N_0$	2,3686	5,9043	13,9773	3,4684	0,1513	0,1315	0,9194	155
	$N > N_0$	2,1073	6,9742	19,4556	5,9243	0,2175	0,1426	0,9593	

Как видно (табл.), с увеличением отношения τ/σ центры распределения ($\overline{\lg \sigma}$; $\overline{\lg N}$) для обеих ветвей кривых коррозионной усталости спускаются вниз и перемещаются в область больших долговечностей. Одновременно наблюдается тенденция уменьшения значений \bar{C} , \bar{m} , s_m и $s_{\Delta N}$, из-за чего происходит рост крутизны ветвей и сужение областей $\lg N$. Это подтверждается также уменьшением значений коэффициентов вариации \bar{C} , \bar{m} и $\overline{\lg N}$, которые для левой и правой ветвей принимают значения: $v_C = 0,023-0,091$ и $0,024-0,134$, $v_m = 0,045-0,129$ и $0,037-0,151$, $v_N = 0,024-0,030$ и $0,021-0,031$ (минимальные значения соответствуют $\tau/\sigma = 0,6$). Наибольшей вариации подвержена величина $\overline{\lg N}$, которое вытекает из постоянства дисперсий $\lg N$ от уровня τ/σ [4].

Семейство поверхностей предельных напряжений (рис. 1), построенное согласно данным таблицы, иллюстрирует качественную сторону влияния касательных напряжений на прочность и долговечность. В интервале $N = 10^3-10^4$, где по условиям режима нагружения действуют значительные по величине τ , вызывающие упруго-пластическое скручивание образца, а коррозионная среда влияет как охлаждающий фактор, значения ограниченных пределов выносливости $\sigma_{RN \text{ мин}}$ при $\tau/\sigma = 0,3-0,6$ превосходят соответствующие исходные значения при



$\tau/\sigma = 0$ или остаются на их уровне. Инвариантность значений $\sigma_{RN_{кор}}$ к касательным напряжениям при $\tau/\sigma = 0-0,3$ сохраняется в интервале $N' = 10^6-10^7$ циклов и лишь при низких перенапряжениях и $\tau/\sigma = 0,6$, когда упрочняющий эффект от упруго-пластического скручивания из-за низких τ утрачен, а усиление общей напряженности от тех же τ становится превалирующим, в совокупности с длительным воздействием коррозионной среды приводят к резкому падению ограниченных пределов выносливости до $0,5\sigma_{RN_{кор}}$.

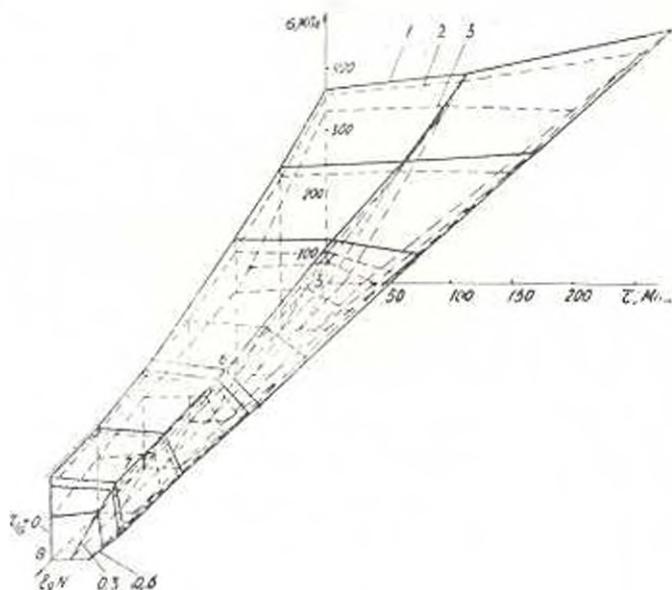


Рис. 1. Поверхность предельных напряжений. 1, 2 и 3 соответствуют $P(N) = 0,1, 0,5$ и $0,991$.

Для количественной оценки влияния τ на характеристики сопротивления коррозионной усталости при СНС воспользуемся методикой сравнения областей рассеяния $\lg N$ [8]. Изменение относительной прочности и долговечности в области многоциклового усталости оценим коэффициентами

$$K_{кор, \tau} = \frac{\sigma_{RN_{кор, \tau}}}{\sigma_{RN_{кор}}} \quad K_{кор, N} = \frac{N_{\tau}}{N} \quad (3)$$

где $\sigma_{RN_{кор, \tau}}$, $\sigma_{RN_{кор}}$ — ограниченные пределы выносливости на заданном уровне N , рассчитанные согласно (2); N_{τ} , N — циклические долговечности при заданном уровне τ согласно (2) (индексом τ указаны соответствующие параметры при испытаниях с $\tau/\sigma \neq 0$). Наметим зоны N и σ , в процессах которых параметры функций $K_{кор, \tau} = f_1[N, P(N)]$ и $K_{кор, N} = f_2[\tau, P(N)]$ ($P(N)$ — уровень вероятности неразрушения) остаются неизменными (рис. 2): I — $N \leq N_{\tau}$, $\sigma > \sigma_{RN_{кор}}$; II — $N > N_{\tau}$, $\sigma_{RN_{кор}} > \sigma > \sigma_{RN_{кор, \tau}}$; III — $\sigma < \sigma_{RN_{кор, \tau}}$.

Учитывая, что $\lg K_{кор, \tau} = \lg \sigma_{RN_{кор, \tau}} - \lg \sigma_{\sigma, N_{кор, \tau}}$, $\lg K_{кор, N} = \lg N - \lg N_0$

и для упрощения расчетных процедур принимая $\bar{N}_{01} \approx \bar{N}_{02}$, при использовании уравнений (1)–(2) для сравнительных испытаний получаем следующие зависимости: для I, II зон N и I, III зон σ —

$$\lg K_{кор, \tau} = (C_{1,2} m_{1,2} - C_{1,2} m_{1,2}) - (1 m_{1,2} - 1 m_{1,2}) \lg N = S_{1,2} - M_{1,2} \lg N, \quad (4)$$

$$\lg K_{кор, N} = (C_{1,2} - C_{1,2}) - (m_{1,2} - m_{1,2}) \lg \sigma = \Delta C_{1,2} - \Delta m_{1,2} \lg \sigma; \quad (5)$$

для II зоны σ —

$$\lg K_{кор, N} = (C_2 - C_1) - (m_2 - m_1) \lg \sigma = \Delta C_2 - \Delta m_2 \lg \sigma. \quad (6)$$

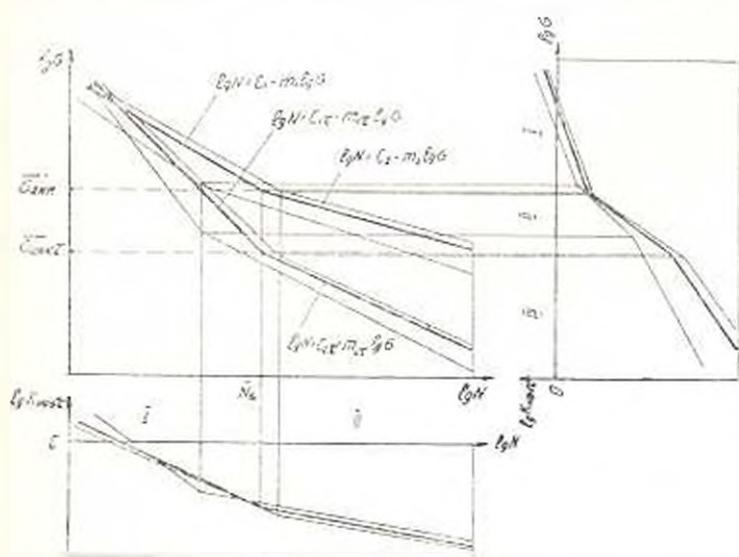


Рис. 2. Расчетная схема для определения функций $K_{кор, \tau} = f_1(N, P(\Delta))$ и $K_{кор, N} = f_2(\sigma, P(N))$.

На рис. 2 дана графическая интерпретация вычислений согласно (4)–(6). Вид функций $K_{кор, \tau}$, $K_{кор, N}$ (рис. 2) отражает интегральный эффект воздействия на сопротивление усталости одновременно протекающих, но разных по характеру и времени действия трех процессов: а) усиления общей напряженности микрообъемов поверхностного слоя детали от τ ; б) упрочнения того же слоя от упруго-пластического скручивания образцов при длительном периодическом нагружении под действием значительных τ ; в) коррозионного воздействия среды, по-разному проявляющегося в интервалах $N \leq N_0$. Изменение режимов и условий действия указанных процессов приводит к вариации размеров и взаимного расположения областей рассеяния $\lg N$ при сравнительных испытаниях, которое и формирует вид функций $K_{кор, \tau}$ и $K_{кор, N}$. Поэтому можно утверждать, что в (4)–(6) параметры $S_{1,2}$, $N_{1,2}$ и ΔC_2 характеризуют уровень, а $M_{1,2}$, $\Delta m_{1,2}$ и Δm_2 — интенсивность суммарного эффекта этих процессов.

Для обработки результатов экспериментов согласно (1)–(6) разработана комплексная вычислительная программа на языке Фортран-IV, которая реализована на ЭВМ ЕС-1045. Результаты вычислений представлены на рис. 3 и 4. Уровень и интенсивность суммарного эффекта

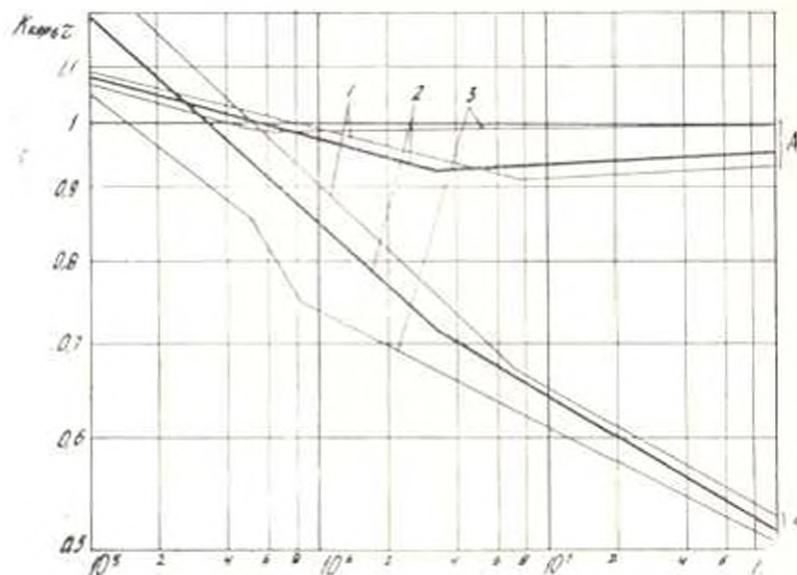


Рис. 3. Влияние касательных напряжений на относительную яркость: А — $\tau = 0.3$; В — $\tau = 0.6$. Линии 1, 2, 3 соответствуют $V(N)$ 0,1; 0,1; и 0,99°.

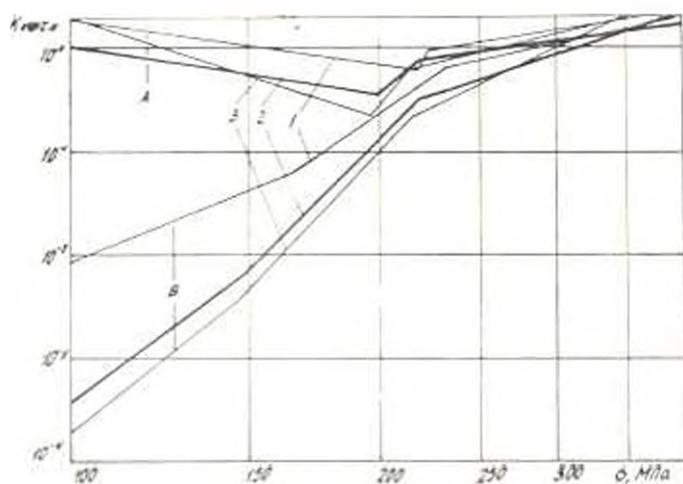


Рис. 4. Влияние касательных напряжений на относительную долговечность (С обозначения аналогичны на рис. 3)

от действия прошивов в интервале $\tau = 0-0,1$ незначительны; для левой ветви кривых ($N = 10^5-3 \cdot 10^6$) медианные значения $K_{конт}$ уменьшаются с 1,08 до 0,93 и затем, для $N > 10^6$ остаются почти не-

изменными (0,93—0,96). Дисперсия величины $\overline{K_{кор, \tau}}$ также незначительна и максимальный разброс вероятностных значений $\overline{K_{кор, \tau}}$ при $N = 3 \cdot 10^6$ и $P(N) = 0,1—0,999$ составляет 0,91—1,01. Резкое изменение относительной прочности имеет место при $\tau/\tau_0 = 0,6$: в интервале $N = 10^6—3 \cdot 10^6$ циклов $\overline{K_{кор, \tau}}$ меняется с 1,2 до 0,72, а разброс значений $\overline{K_{кор, \tau}}$ при $N = 10^6$ составляет 0,73—0,91. В интервале $N = 5 \cdot 10^6—10^8$ интенсивность изменения $\overline{K_{кор, \tau}}$ несколько уменьшается, но общее снижение прочности при $N = 10^8$ достигает до $\overline{K_{кор, \tau}} = 0,51$, что весьма существенно для расчетов на прочность. Наблюдаемое резкое снижение относительной прочности объясняется ускорением коррозионно-усталостных процессов (анодного растворения), происходящих в микротрещинах и технологических дефектах поверхностного слоя образца при усилении напряженно-деформированного состояния этих же слоев, а разность дисперсий $\overline{K_{кор, \tau}}$ при $N \leq N_0$ свидетельствует о разнородном характере влияния τ и протекания процессов в разных интервалах области многоциклового усталости.

Аналогичная картина наблюдается и для графиков функции $\overline{K_{кор, N}}$. Если при $\tau/\tau_0 = 0,3$ в интервале $\sigma > \sigma_{RN, кор, \tau}$ снижение $\overline{K_{кор, N}}$ составляет с 1,78 до 0,43, которое затем восстанавливается до $\overline{K_{кор, N}} \approx 1$ ($\tau = 0,5\sigma_{RN, кор, \tau}$), то при $\tau/\tau_0 = 0,6$ сначала медленно ($\overline{K_{кор, N}}$ с 2,08 до 0,42 при $\tau > \sigma_{RN, кор, \tau}$), а затем интенсивнее происходит снижение $\overline{K_{кор, N}}$ до значения $0,45 \cdot 10^{-3}$ ($\tau = 0,63\sigma_{RN, кор, \tau}$). На этом же уровне τ разброс вероятностных значений $\overline{K_{кор, N}}$ составляет $(0,2—0,5) \cdot 10^{-3}$.

Проведенное экспериментально-статистическое исследование и предложенный метод расчетной оценки сопротивления коррозионной усталости при переменном СВС и применении относительных коэффициентов $\overline{K_{кор, \tau}}$, $\overline{K_{кор, N}}$ позволяют в реальных диапазонах N и τ выполнять уточненные расчеты на прочность и долговечность с использованием обоснованных значений ограниченных пределов выносливости и циклических долговечностей. Сравнительная простота расчетного алгоритма облегчает использование метода в современных инженерных расчетах с применением доступных средств вычислительной техники. Метод пригоден также для сравнительного анализа и выбора оптимальных конструкторских, технологических и эксплуатационных параметров для повышения сопротивления коррозионной усталости деталей машин различного назначения.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Манукян Г. А., Ставкин М. Г. О распределении долговечностей при построении кривых коррозионной усталости // Теория и конструирование машин: Межвуз. тем. сб. науч. тр. по маш.—Ереван, 1989.—С. 109—114.
2. Ставкин М. Н. Статистические методы обработки результатов механических испытаний. Справочник.—М.: Машиностроение, 1985.—232 с.
3. Ставкин М. Г., Манукян Г. А. О форме кривой коррозионной усталости при сложном нагружении // Изв. АН АрмССР, Сер. ТН—1989—Т. 42, № 5.—С. 213—218.
4. Олейник Н. В., Ставкин М. Г., Оганесян Л. Г. Вероятностная оценка параметров режима нагружения валов // Надежность и долговечность машин и сооружений: Росси. междунар. сб. науч. тр.—Киев, 1989.—Вып. 16.—С. 46—55.
5. Свободный Н. А., Лидчак Е. В. Методика испытания металлов на выносливость при циклическом изгибе и пульсирующем кручении // Забол. заб.—1983.—Т. 49, № 6.—С. 81—83.
6. Minoshima K., Okubo A., Komai K. Crack Initiation behavior of cyclic SCS under bending and torsional loads in high-strength steel // J. Soc. Mater. Sci., Jap.—1988.—57, № 417.—P. 670—675.
7. Расчетная оценка сопротивления усталости валов при совместном изгибе и кручении в воздухе и коррозионных средах /М. Г. Ставкин, Л. Г. Оганесян, Г. А. Манукян и др. // Тез. докл. III Всесоюз. симп. «Прочность материалов и элементов конструкции при сложном напряженном состоянии», Житомир, 24—26 окт. 1989 г.—Киев, 1989. Ч. 2—С. 51—52.
8. Ставкин М. Г., Манукян Г. А. Вероятностная оценка сопротивления усталости деталей, работающих в коррозионных средах // Теория и конструирование машин: Межвуз. тем. сб. науч. тр. по машин.—Ереван, 1986.—С. 21—25.

ЕрПИ им. К. Маркса

20 XI 1989

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLIII, № 4, 1990, с. 168—173

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА

УДК 621.315.592

В. Е. АРУТЮНЯН

ИНДУЦИРОВАННЫЙ СВЕТОМ ПОВОРОТ ОПТИЧЕСКОЙ ИНДИКАТРИСЫ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРЕЛОМЛЕНИЯ В МОНОКРИСТАЛЛЕ СЕЛЕНИДА ЦИНКА

Экспериментально исследовано влияние мощности излучения подсветки и напряжения смещения на поворот и деформацию оптической индикатрисы показателей преломления в высокоомном кубическом монокристалле селенида цинка. Показано, что ответственными за фотоэлектрооптический эффект в высокоомном кубическом ZnSe являются мелкие уровни, расположенные на различной глубине в лазерной зоне полупроводника. При подсветке излучением, приходящемся в область собственного поглощения, высвобождаемые носители сильно влияют на электрооптические параметры исследуемого образца. Концентрация этих уровней определяет степень и знак деформации и поворота оптической индикатрисы показателей преломления, что может быть использовано при разработке электрооптических модуляторов на основе монокристаллов селенида цинка в системах связи, лазерной локации и др.

Ил. 3, Библпогр., 4 назв.

Փարևակաևերն Էևտազոսիվաժ է լույսի ճառագայթման հզորության և սեղաշարժի արվարձանի ազդեցությունը բնկման ցուժիչների օպտիկական ինդիկատորիս շրջադարձի և դեֆորմացիայի մրա ցիկի սկիևնիդի բարձրօժմային խորանարդային մոնորչուրեղում: Եույց է տրրվաժ: Եր բարձրօժմային խորանարդային ֆոտոէլեկտրաօպտիկական երևույթի առաջացման նաևար պատասխանատու են կիսահաղորդչի արդելվաժ գոտու տարրեր խորոթյուններում տեղադրվաժ ցածր մակարդակները: Անփական կլանման շրջանի ճառագայթմաժ լուսավորման դեպքում ազատվաժ կրոցները աղղում են Էևտազոսիվոժ փորձանմուչի էլեկտրաօպտիկական դարամետրի վրա: Այդ մակարդակների ճամակևերոևազում որղում է բնկման ցուցիչների սոպիկական ինդիկատորիս դեֆորմացիայի ու շրջադարձի աստիևանը և հշանը, որը կարող է սզաազորժվել ցիկի սկևննիդի մոնորչուրեղների հիժրոժ կապի ճամակարղրում: Լոգերային սկզբորջման և այլ դեպրերում էլեկտրաօպտիկական մոդուլարարների կախաղժման մամանակ:

В работе [1] сообщалось об исследовании в монокристалле селенида цинка влияния на оптические свойства индуцированной светом оптической анизотропии. Было установлено, что неоднородное освещение различных областей кристалла вызывает различные по знаку приращения электрооптических параметров.

В данной работе приводятся результаты исследования влияния мощности излучения подсветки и напряжения смещения на поворот и деформацию оптической индикатрисы показателей преломления в высокоомном кубическом монокристалле селенида цинка. В основе экспериментов использовался известный динамический поляризационно-оптический метод [2]. Блок-схема установки представлена на рис. 1. Излучение He—Ne-лазера с длиной волны $\lambda = 0,6328$ мкм проходит через поляризатор P_1 , диафрагму D , линзу L_1 , удерживаемый в электрическом поле от источника постоянного напряжения ИПП фазосдвигающий элемент МФЭ, исследуемый кристалл селенида цинка, анализатор A , светофильтр марки КС-11 и линзой L_2 фокусируется на чувствительную площадку фотоприемника ФП. Сигнал поделенного регистрируется селективным микровольтметром СВ-типа М2-8, выход которого подключен к сигнальному входу синхронного детектора СД типа В9-2. Анализатор установки снабжен верньерным устройством с оптоэлектронным счетчиком и блоком автоматической цифровой индикации угла поворота с точностью $0,1^\circ$. Для подсветки кристалла не использовалось излучение аргонового лазера типа ЛГ-106М с длиной волны $\lambda = 0,488$ мкм, которое системой зеркал Z_1 и Z_2 фокусировалось на входную торцовую грань исследуемого кристалла и могло сканироваться с помощью юстировочного механизма. Кроме того, излучение подсветки может ослабляться с помощью поляризатора P_2 и прерываться механическим модулятором M с регулируемой частотой вращения вала электродвигателя. Контроль частоты модуляции в диапазоне 20—4000 Гц производился электронным частотомером Ч типа ЧЗ-32 по сигналу оптопары, установленной напротив прорезей диска модулятора. Мощность излучения подсветки при необходимости контролировалась измерителем мощности лазерного излучения ИМ типа ИМО-2. На исследуемый образец помимо постоянного напряжения амплитудой до 1000 В от источника ИПП через развязывающее устройство РВ подавалось переменное напряжение амплитудой до 60 В с выхода генератора ГПН типа ГЗ-34.

Подсветка аргоновым лазером вызвала изменение электрооптических свойств кристалла $ZnSe$, и излучение $He-Ne$ -лазера оказывалось промодулированным с частотой модуляции излучения подсветки. Сигнал, пропорциональный амплитуде этой модуляции $U_{дэсп}$, в дальнейшем называется сигналом фотоэлектрооптического эффекта (ФЭОП-эффекта). В ходе экспериментов использовался высокоомный кубический монокристалл селенида цинка в виде прямоугольного бруска размерами $1,0 \times 1,2 \times 6,5$ мм³. Зондирующее излучение распространялось вдоль направления $[110]$, а электрическое поле было приложено вдоль направления $[001]$, поскольку в этой схеме достигается максимальная разность сдвига по фазе между обыкновенным и необыкновенным лучами [2].

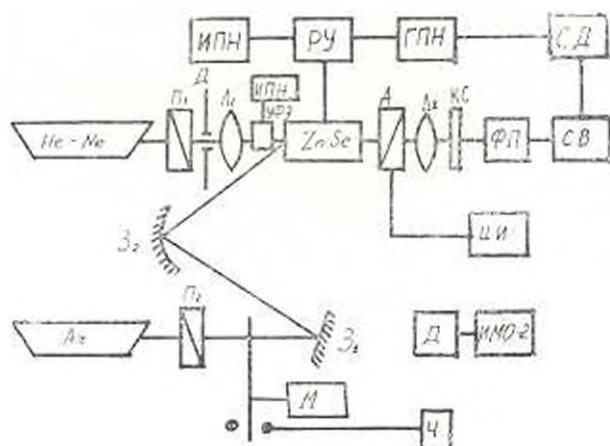


Рис. 1. Схема установки.

Как известно, пропускание системы «поляризатор — электрооптический кристалл — анализатор» описывается выражением [2]

$$\Phi = \cos^2(\beta - \alpha) - \sin 2\alpha \sin 2\beta \sin^2(\Gamma/2), \quad (1)$$

где α — угол между главной плоскостью поляризатора и одной из наведенных электрическим полем осей оптической индикатрисы показателей преломления, β — угол между этой же осью и главной плоскостью анализатора, $\Gamma = 2\pi l \Delta n$ — разность фаз между ортогональными компонентами излучения, проходящего через кристалл, l — длина кристалла, Δn — приращение главных осей сечения оптической индикатрисы. Для получения амплитудной модуляции обычно выбирают $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 135^\circ$ и тогда $\Phi = \sin^2(\Gamma/2)$. Если же $\alpha = 45^\circ$, а $\beta = 90^\circ$, то $\Phi = 0,5$ и электрооптическая модуляция становится невозможной. В этом случае, если при подсветке оптическая индикатриса показателей преломления поворачивается на угол ξ , то $\alpha = 45^\circ + \xi$ и $\beta = 90^\circ + \xi$. После простых преобразований выражения (1) получаем

$$\Phi = 0,5 |1 + \sin 4\xi \cdot \sin^2(\Gamma/2)|. \quad (2)$$

Из (2) легко получить аналитическое выражение для оценки угла поворота наведенных осей оптической индикатрисы

$$\xi = 0,25 \arcsin |(2^{\nu} - 1) \sin^2(\Gamma/2)|. \quad (3)$$

Ранее было установлено, что различным по знаку приращениям электрооптических параметров соответствуют различные по направлению повороты оптической индикатрисы [3]. Будем считать поворот положительным, если он происходит по часовой стрелке (если смотреть

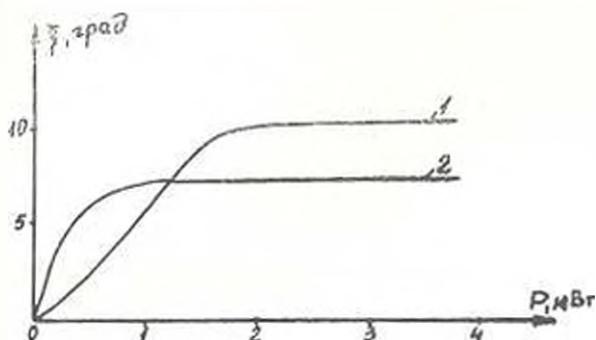


Рис. 2. Зависимость фотоиндуцированного поворота главных осей сечения оптической индикатрисы показателей преломления от мощности излучения подсветки: кривая 1 — поворот по часовой стрелке при подсветке в «+» точку, кривая 2 — поворот против часовой стрелки при подсветке в «-» точку.

навстречу лучу), и отрицательным, если наоборот. Кривые 1 и 2 (рис. 2) получены при непрерывной подсветке излучением аргонового лазера в присутствии постоянного напряжения смещения $U_{см} = 300 В$ и синусоидального напряжения с амплитудой $U_{ам} = 50 В$ на частоте $f = 200 Гц$. Ход кривых $\xi = f(P)$ напоминает зависимость фотоиндуцированного приращения показателя преломления от мощности излучения подсветки $\delta(\Delta n) = f(P)$, рассмотренной в [1], т. е. поворот оптической индикатрисы определяет величину $\delta(\Delta n)$ и ее зависимость от мощности P . Симметрия кристалла селенида цинка исключает возможность явления фотоактивности, поэтому одновременное воздействие электрического поля и излучения подсветки приводит к локальному нарушению симметрии кристалла. Одной из причин такого возмущения может служить деформация решетки вблизи возбужденного центра, рассмотренная в [3]. В процессе поиска характеристических точек фотоэлектрооптического эффекта освещаются различные участки кристалла. Высвобожденные светом носители из возбужденного центра изменяют эффективный радиус взаимодействия этого центра с кристаллической решеткой. В результате, решетка деформируется с соответствующим локальным нарушением симметрии кристалла. При подсветке в «+» точке происходит локальное сжатие, а в «-» точке — локальное растяжение кристаллической решетки.

Из сравнения кривых на рис. 2 видно, что положительный поворот и мощность точки насыщения больше по величине отрицательного поворота главных осей и мощности насыщения (~ 4 раза). Если предположить, что различные по знаку повороты осей связаны с возбуждением различных типов центров (обозначим их для удобства «+» центры для положительного поворота, а для отрицательного — «-» центры), тогда концентрация «+» центров значительно больше концентрации «-» центров. Воздействие различных типов центров на величину

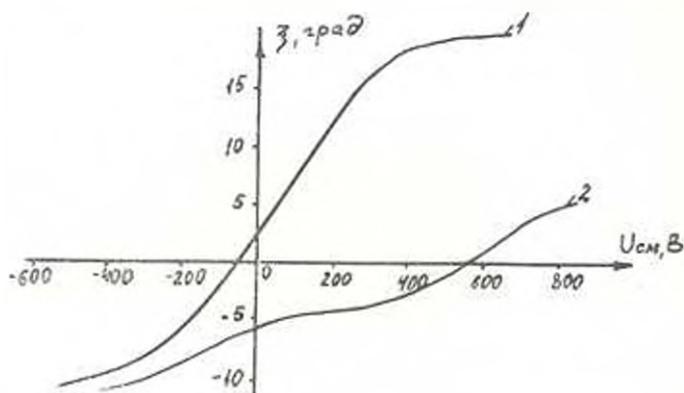


Рис. 3. Зависимость фотоиндуцированного поворота главных осей фотоиндикатрисы от напряжения смещения на кристалле: кривая 1 — при подсветке в «+» точку, кривая 2 — при подсветке в «-» точку

сигналы фотоэлектрооптической модуляции подтверждают результаты измерения инерционности эффекта (в «+» точке $\tau = 2,3 \cdot 10^{-3}$ с, а для «-» точки $\tau = 10^{-3}$ с). Для исследования зависимости оптической индикатрисы показателей преломления от величины электрического поля на образец подавалось постоянное напряжение смещения различной амплитуды. На рис. 3 приведены кривые зависимости $\xi = f(U_{см})$. В исходном состоянии $U_{см} = 0$, кривая 1 соответствует положительному, а кривая 2 — отрицательному повороту индикатрисы. Мощность излучения подсветки в эксперименте поддерживалась постоянной и равной 10^{-3} Вт. Обе кривые асимметричны относительно начала координат и входят в режим насыщения. Асимметрия кривых связана с различной концентрацией возбужденных центров обоих типов, а на линейном участке ξ не зависит от амплитуды синусоидального напряжения, приложенного к кристаллу Zn Se, что наблюдалось и в [4]. Наличие области насыщения указывает на то, что в системе «кристалл — электрическое поле» наступило равновесие. В рамках предполагаемой деформационной модели ФЭОП-эффекта этот факт приобретает вполне конкретный физический смысл: решетка растягивается или сжимается до определенной величины. Поскольку концентрация «+» центров больше, то соответствующий максимально достижимый поворот значительно больше. Крутизна характеристики (кривая 1) на линейном участке также больше. Так как «-» центров меньше, то и крутизна соответствующей

характеристики (кривая 2) меньше, а напряжение, при котором наступает насыщение, больше в два раза. При подаче отрицательного напряжения смещения на кристалл обе кривые также входят в насыщение при различных напряжениях, но при равных углах $\xi \approx 8^\circ$.

Ответственными за фотоэлектроннооптический эффект в высокоомном кубическом монокристалле селенида цинка являются мелкие уровни, расположенные в запрещенной зоне полупроводника на различной глубине. При подсветке кристалла излучением, приходящимся в область собственного поглощения, высвобожденные носители сильно влияют на электрические параметры исследуемого образца. Концентрация этих уровней определяет степень и знак деформации и поворота оптической выдатрицы показателей преломления кристалла, что может быть использовано при разработке электрооптических модуляторов на основе селенида цинка в системах связи, лазерной локации и др.

ЛИТЕРАТУРА

1. Арутюнян В. Е. и др. Эффект фотоиндуцированного двулучепреломления в кристаллах GaP и $ZnSe$. // Тр. Всес. конф. по физике полупроводников.— Баку: Изд-во «Эдм», 1982. — Т. 2. — С. 58—59.
2. Сокин А. С., Вислювская А. С. Электрооптические кристаллы.— М.: Атомиздат, 1971.— 328 с.
3. Салов Э. Ю. и др. Фотоиндуцированные изменения приращения показателя преломления в полупроводнике $GaAs(Cr)$ // Докл. АН АзССР.— 1986. — Т. 42, в. 4.— С. 16—18.
4. Акопян Р. М. и др. Оптическая амплитудная подмодуляция составной АЗВР. Модулированная пространственно-загорской в ФТП.— 1986.— Т. 20, № 8.— С. 1438—1443.

НТО ИРФЭ г. Степанакерте

20, IV, 1990

Изв. АН АрмССР (сер. ТН) т. XLIII, № 1, 1990, с. 173—177

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА

УДК 621.3.049

В. М. АРУТЮНЯН, А. А. КАРАГЕЗОВ

К АНАЛИЗУ НЕОДНОРОДНОСТИ ФОТОЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ МАТРИЧНЫХ ФОТОПРИЕМНЫХ ПРИБОРОВ С ЗАРЯДОВОЙ СВЯЗЬЮ

Исследуется неоднородность фоточувствительности поверхности матричных фотоприемников на приборах с зарядовой связью. Проанализированы ошибки, обусловленные указанным фактором при приеме оптического сигнала. Приведены экспериментальные результаты для матриц типа А1012.

Ил. 4. Библиогр.: 3 назв.

Հետազոտված է լիցքաչիև կապով ֆոտոսնդուելիչներում ժախերեսի ֆոտոզգայունության զրբ-
մանը: Բնութագրված է է կզված փաստով ստեղծվող սխւմները թպտիկական ազդու-
ելանի բեղունուան ժամանակ: 1942 տիւրի ստորիդաների համար բերված է փորձարարական
ախյալներ:

Одним из факторов, ограничивающих точность преобразования свет-заряд в фотоприемных приборах с зарядовой связью (ФПЗС), является неоднородность фоточувствительности по ячейкам [1]. Обычно для матричных ФПЗС среднее значение разброса фоточувствительности составляет (3—10) % [2—3], вследствие чего в ряде случаев это может привести к значительному несоответствию образуемого зарядового рельефа яркостному распределению на поверхности прибора и некорректности анализа световой информации. В матричных ФПЗС отдельные локальные участки фоточувствительной поверхности могут характеризоваться разной степенью неоднородности. В этом смысле целесообразно их исследование с целью выявления и использования наиболее однородных областей для преобразования световой информации.

Проведем анализ искажений яркостного распределения светового пятна на различных участках фоточувствительной поверхности, меняя положение пятна путем его поворота относительно центра поверхности. Для оценки искажений будем рассматривать положение центра яркости пятна (точка максимальной яркости) на поверхности ФПЗС, которое определяется согласно выражениям

$$x_0 = \frac{\sum_x \sum_y x E(x, y) \sigma(x, y)}{\sum_x \sum_y E(x, y) \sigma(x, y)}, \quad y_0 = \frac{\sum_x \sum_y y E(x, y) \sigma(x, y)}{\sum_x \sum_y E(x, y) \sigma(x, y)}, \quad (1)$$

где $E(x, y)$ — распределение яркости на плоскости матрицы, $\sigma(x, y)$ — фоточувствительность ячейки. Определенное таким образом положение центра яркости будет отличаться от истинного из-за разброса фоточувствительности по ячейкам данного участка поверхности.

Пусть x_0 и y_0 определяют положение истинного центра яркости пятна, а δ и ξ — соответствующие смещения, вызванные вышеуказанным фактором (рис. 1). Тогда для найденных по (1) значений x_1 , y_1 и радиуса-вектора, соединяющего точки O и $A(x_1, y_1)$, можно записать

$$x_1 = x_0 + \delta, \quad y_1 = y_0 + \xi, \quad r^2 = (x_0 + \delta)^2 + (y_0 + \xi)^2. \quad (2)$$

При повороте светового пятна относительно точки O найденные таким образом положения центра яркости в различных участках поверхности будут отличаться, так величины δ и ξ различны для разных участков и силу неодинаковой степени разброса фоточувствительности ячеек. Для упрощения анализа предположим, что считывание информации происходит мгновенно и, рассматривая величины δ и ξ при повороте пятна как функции от времени, для текущих значений определяемых координат центра яркости запишем

$$\begin{aligned} X &= (x_0 + \xi(t)) \cos \omega t + (y_0 + \delta(t)) \sin \omega t, \\ Y &= (x_0 + \delta(t)) \sin \omega t + (y_0 + \xi(t)) \cos \omega t, \end{aligned} \quad (3)$$

где ω — угловая скорость поворота. Для текущего значения радиус-вектора, соединяющего в каждом положении пятна центр поверхности с найденным в данном положении центром яркости, получим

$$r^2(t) = [(x_n + \delta(t)) \cos \omega t + (y_n + \xi(t)) \sin \omega t]^2 + [(x_n + \delta(t)) \sin \omega t - (y_n + \xi(t)) \cos \omega t]^2. \quad (4)$$

Пренебрегая членами, содержащими произведение $\delta(t) \xi(t)$ в силу их малости, выражение (4) можно привести к виду

$$r^2(t) = x_n^2 + y_n^2 + 2x_n \delta(t) + 2y_n \xi(t). \quad (5)$$

Если в (5) принять $\delta(t) = \xi(t)$, то

$$r^2(t) = x_n^2 + y_n^2 + 2\delta(t)(x_n + y_n). \quad (6)$$

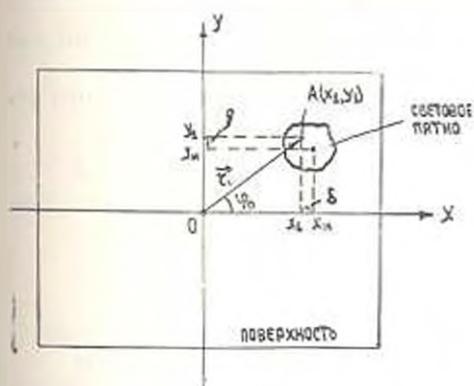


Рис. 1.

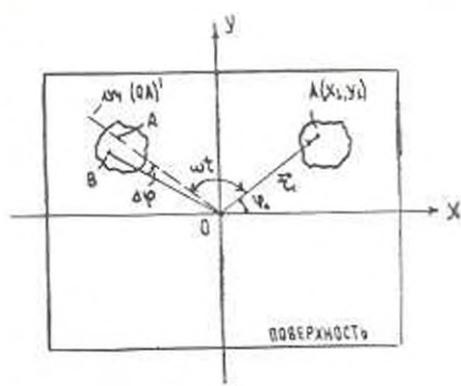


Рис. 2.

Для однозначного определения положения центра яркости пятна в полярных координатах необходимо также знать величину полярного угла φ . В исходном положении (рис. 1) угол φ_0 определится как

$$\varphi_0 = \arctg \frac{y_n + \xi}{x_n + \delta}. \quad (7)$$

Предположим, что положение центра яркости после поворота пятна на угол ωt оместится из-за изменения δ и ξ из точки A в точку B (рис. 2). Угол $\Delta\varphi$ между лучами $(OA)'$ и OB будет характеризовать степень этого изменения. Для любого момента времени с учетом (7)

$$\Delta\varphi = \arctg \frac{y_n + \xi(t)}{x_n + \delta(t)} - (\varphi_0 + \omega t). \quad (8)$$

Выражение (8) представляет собой угловую ошибку определения положения центра яркости в любом положении пятна на поверхности. Как видно из выражений (6) и (8), различная степень неоднородности фоточувствительности локальных участков поверхности ФПЭС прино-

дит к неодинаковым отклонениям определяемого положения центра яркости пятна от истинного в этих участках. При анализе световой информации целесообразно использовать участки наименьшей неоднородности поверхности. Для выявления таких участков конкретного образца ФПЗС интересно исследовать поверхность следующим образом. Если предположить идеальность всей фоточувствительной поверхности, то траектория центра яркости при повороте пятна на 360° представляет собой окружность. Реально геометрическое место центров яркости в разных положениях пятна образует некоторую кривую, отличную от окружности (рис. 3). Имея подобную картину, можно по степени отклонения кривой от окружности в том или ином участке поверхности судить о степени неоднородности фоточувствительности в данном участке. Так, например, на рис. 3 участком наибольшей неоднородности является третий квадрант поверхности ФПЗС. В качестве оценки неоднородности поверхности в целом, можно рассчитать величину

$$\bar{\Delta} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |r - r_i|$$
, представляющую собой среднее значение модуля разности радиуса окружности r и текущего значения полярного радиуса центра яркости пятна в каждом из N положений.

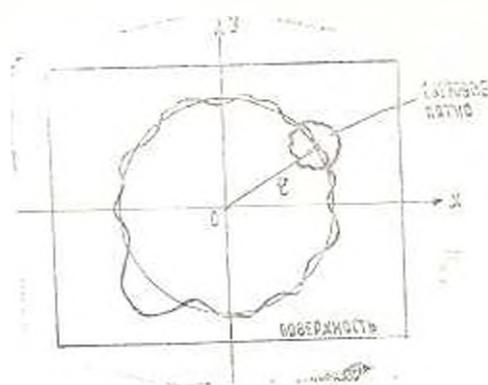


Рис. 3.

Экспериментально была исследована светочувствительная поверхность матричного ФПЗС типа А1042. В качестве светового пятна использовалось изображение расфокусированной точки диаметром 100 мкм с нормальным распределением яркости, т. е. предполагаемый центр яркости совпадал с геометрическим центром пятна. С целью охватить по возможности большую поверхность матрицы, эксперимент проводился для трех значений предварительно устанавливаемого радиуса-вектора. Эти значения в расчете от центра поверхности составили 700, 1400 и 2100 мкм. Поворот изображения осуществлялся при помощи призмы Дове, устанавливаемой в оптической части. Угол одного поворота изображения — 15° . Таким образом, для каждого значения устанавливаемого радиуса-вектора центр яркости определялся в 24 положениях пятна.

Полученные результаты представлены на рис. 4, где показано отклонение определенного в каждом положении пятна радиуса-вектора центра яркости от предварительно установленного значения. Координаты центра яркости определялись с точностью ± 5 мкм. Как видно из

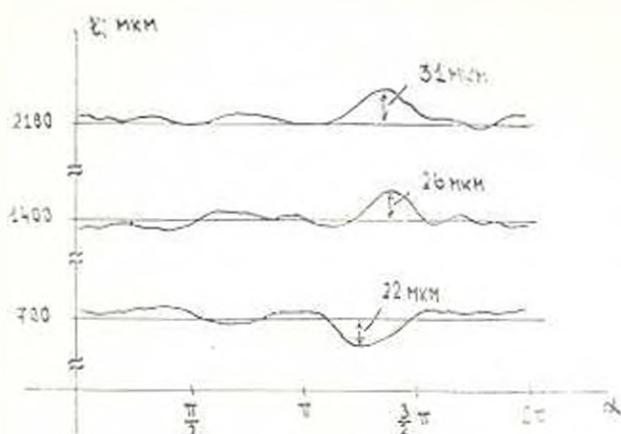


Рис. 4.

рис. 4, локальные участки наибольшей неоднородности для исследуемого образца ФПЗС соответствуют третьему квадранту поверхности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Арутюнян Е. М., Гаспарян Ф. В. Приборы с зарядовой связью — Ереван: Изд-во АН АрмССР, — 1986 — 160 с.
2. Лебедев Н. В. Геометрические шумы в телевизионном сигнале, обусловленные фотоприемником на ПЗС // Техника средств связи. Сер. Техника телевидения. — 1980. — Вып. 5. — С. 35—41.
3. Иванов С. А. Чувствительность телевизионной камеры с матричным фотоприемником с переносом заряда // Техника средств связи. Сер. Техника телевидения. — 1982. — Вып. 4. — С. 3—9.

ЕГУ

30. X. 1989

Изв. АН АрмССР (сер. ТИ), т. XLIII, № 4, 1990, с. 177—183.

ЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.311.24:621.548

А. А. МАРДЖАНЯН, Г. С. ПЕТРОСЯН, К. В. ХМАТЯН

К ВОПРОСУ ОЦЕНКИ ВЕТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОТЕНЦИАЛА АРМЕНИИ

Для перспективных с точки зрения развития ветроэнергетика районов увеличение энергетические характеристики ветропотока могут быть определены на основе распределения Вейбулла. Параметры распределения легко могут быть вычислены на основе статистических данных о скоростях ветра с помощью простых соотношений. В случае

установки 1,5—2 тысяч современных ВЭУ в перспективных районах Армении возможно на выработка 1,5—2 млрд кВт.ч электроэнергии в год

Лл. 1. Библиогр. 4 пазв

Հնումկարաչին տարածքներում նորմալներդեփիզայի զարգացման համար հողմաճառների տեսակարար ներդեփիլ բնութագրերը կարող են որոշվել Ալեյուզի բաշխման հիման վրա: Բաշխման պարամետրերը կարող են նաշխարկվել պարզ փորձնական բանաձևի օգնությամբ, քանի որ արագության փեկագրական տվյալների հիման վրա: Հեռձի հնումկարաչին տարածքներում 1,5—2 հազար ժամանակակից հողմակների տեղադրման դեպքում տարիկան ներաճոր է ստանալ մոտ 1,5—2 մլրդ կվտ. ժ էլեկտրաէներգիա:

Ужесточение требований к экологической чистоте производства электроэнергии, а также отсутствие местных ресурсов ископаемых видов топлива обуславливают актуальность развития альтернативной энергетики в Армении вообще и ветроэнергетики — в частности. Точная оценка ветроэнергетического потенциала и создание ветроэнергетического кадастра является необходимой основой развития ветроэнергетики в республике. Предварительным этапом работ в этом направлении явилась разработка метода определения энергетических характеристик ветропотока на уровне флюгера, созданного на кафедре «Электрические станции, сети и системы» ЕрПУ.

Основу метода составляет аппроксимация реального распределения плотности вероятностей скоростей ветра данной местности с помощью двухпараметрического распределения Вейбулла

$$f(u) = \frac{k}{c} \left(\frac{u}{c}\right)^{k-1} \exp \left[-\left(\frac{u}{c}\right)^k \right], \quad (1)$$

где u — скорость ветра на высоте флюгера, м/с; $k > 0$, $c > 1$ — параметры распределения Вейбулла.

Подробное описание вычисления значений параметров k и c на основе доступной статистической информации о скоростях ветра для данной местности приводилась в [1]. Здесь же остановимся на вопросе определения некоторых удельных энергетических характеристик ветропотока, представляющих первоочередной интерес для решения прикладных задач ветроэнергетики.

Можно показать [2, 3], что кинетическая энергия ветропотока пропорциональна величине u^3 , умноженной на вероятность появления ветра с данной скоростью. Следовательно, для определения величины скорости ветра с максимальной энергией, используя выражение (1), после несложных преобразований получаем

$$u_{max} = c \left(\frac{k-2}{k} \right)^{1/k}. \quad (2)$$

Величина u_{max} позволяет определить максимальное значение энергии, заключенной в единичной поверхности ветропотока в данной местности в течение года [4].

$$W_{bm} = \frac{1}{2} \rho u_{me}^3 f(u_{me}) \cdot 8760, \quad (3)$$

где $f(u_{me})$ — вероятность скорости ветра с максимальной энергией, определенная согласно (1); ρ — плотность воздуха.

Однако не вся энергия, определенная выражением (3), может быть использована для выработки электроэнергии. В идеальном случае возможно использовать лишь 59,3% от величины W_{bm} (предел Бетца [4]). Следовательно, максимальное значение электроэнергии, вырабатываемой за год с единичной поверхности потока идеальной ветротурбиной, определится согласно

$$W_{эм} = C_{рм} W_{bm}, \quad C_{рм} = 0,593. \quad (4)$$

Величина $C_{р}$, называемая коэффициентом использования ветра, для реальных ВЭУ меньше, чем предельная величина $C_{рм}$, и в зависимости от типа ветротурбины равна (0,3—0,47) [3, 4].

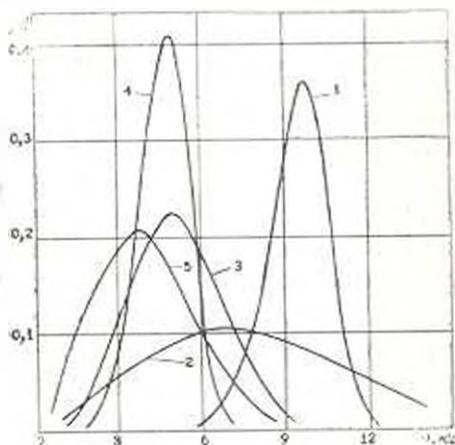


Рис. Кривые распределения плотности вероятности скорости ветра по Вейбуллу для различных районов: 1 — Сисианский перевал, 2 — Пушкинский перевал, 3 — ЕрагуMBER, 4 — Саван озерная, 5 — Арагац.

Основываясь на доступной статистической информации о среднемесячных значениях скоростей ветра за пятилетний период, для пяти перспективных пунктов территории АрмССР были построены кривые распределения Вейбулла (рис.) и рассчитаны удельные энергетические характеристики ветропотока (табл.). Как следует из рисунка, наибольшее смещение максимальных значений вероятностей в область высоких скоростей ветра (> 5 м/с) наблюдаются для Сисианского перевала. Кривая распределения для Пушкинского перевала отличается более пологим характером по сравнению с другими и имеет второе по величине смещение максимальных вероятностей в область высоких скоростей. Кривая распределения для района Саван-озерная обладает

острым пиком для величин скоростей ветра 4—5 м/с. Из таблицы следует, что наибольшим ветроэнергетическим потенциалом обладает район Сиснанского перевала.

Таблица

Удельные энергетические характеристики ветра; опотока

Пункт наблюдения	\bar{u} , м/с	u_{max} , м/с	$f(u_{max})$	$W_{пот}$, кВт·ч/м ²	$W_{эм}$, кВт·ч/м ²
Сиснанский перевал	9,38	10,04	0,395	2059	1222
	8,13	8,13	0,543	1645	976
Нушклинский перевал	7,79	11,75	0,054	497	295
	6,47	8,73	0,101	382	225
Ератумбер	5,65	6,43	0,167	255	151
	5,05	5,80	0,315	348	207
Севан — озерная	4,73	5,35	0,379	329	195
	4,18	4,53	0,651	343	601
Арагац	4,11	4,95	0,120	143	85
	4,03	5,46	0,160	148	88

1. Расчеты проведены для нормальных атмосферных условий
2. В числителе — данные за 1981 г., а в знаменателе — средние данные за 5 лет.

Достоверность расчетов удельных энергетических характеристик целиком обусловлена точностью исходной метеоинформации. Поставляющие эту информацию метеостанции на территории республики расположены с целью сбора усредненных показателей — зачастую они находятся на территории населенных пунктов или вблизи от них и затеваются строениями, местными особенностями рельефа и др. Между тем, сложный горный рельеф Армении является чрезвычайно существенным потокообразующим фактором и под его влиянием происходит резкая деформация приземного слоя ветра. Воздушные массы задерживаются и отклоняются горными хребтами, в перевалах и седловинах хребтов возникает сужение струи и, как следствие, ускорение потока. На незначительном расстоянии в несколько сот метров, благодаря особенностям рельефа скорость ветра может возрасти в 2—2,5 раза. Такое локальное ускорение потока весьма существенно для выработки электроэнергии, т. к. мощность потока возрастает пропорционально кубической степени скорости ветра. Таким образом, на поля зрения существующей сети метеостанций выпадают районы с богатым ветропотенциалом и для полной его оценки необходимо создать синхронную измерительную систему, позволяющую определить трехмерную картину ветропотока в седловинах хребтов и перевалах. Помимо этого, необходимо разработать методы учета микрометеорологических особенностей исследуемых районов и изменения скорости ветра в зависимости от высоты.

Обладая удельными энергетическими характеристиками ветропотока данного района, легко подсчитать годовую выработку электроэнергии, получаемой с помощью какой-либо из существующих промышленных ВЭУ. Так, рассмотрим ВЭУ типа *Nibe* (Дания) с коэффициентом использования ветра 0,42 и поверхностью ометания 1257 м². В случае установки в районе Сисианского перевала данного ВЭУ максимальная годовая выработка электроэнергии составит 1659 МВт·ч. Следовательно, в случае установки 600 подобных ВЭУ в этом и других перспективных районах возможна годовая выработка 1 млрд кВт·ч электроэнергии. А в случае размещения 1,5—2 тысяч современных ВЭУ средних мощностей в перспективных районах Армении возможна выработка 1,5—2 млрд кВт·ч электроэнергии в год. Такое количество установленных ВЭУ не является нереальным в случае принятия государственной программы развития ветроэнергетики. Так, в Дании на 1986 год было установлено 1,5 тыс. ВЭУ и ежегодно сдается в эксплуатацию около 200 новых, а в США (шт. Калифорния) на тот же год было установлено свыше 15 тыс. ВЭУ средних мощностей с суммарной установленной мощностью более 600 МВт.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Марджанян А. А., Петросян Г. С. Оценка ветроэнергетического потенциала Армении // Энергетика и электрификация. Сер. Сооружение гидроэлектростанций: Экспресс-информ.— 1988. Вып. 12.— Стр. 16—21.
2. Лятгер В. М. Ветровые электростанции большой мощности.— Информационно, 1987.— 72 с.
3. Ренко Д.В. Ветроэнергетика. М.: Мир, 1982.— 271 с.
4. Johnson G. L. Wind Energy Systems. N. Y. Prentice-Hall.— 1985.— 100 с.

ЕрПИ им. К. Маркса

№ IV.1989

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLIII, № 4, 1990, с. 181—184

ГИДРАВЛИКА

УДК 622.513.627

Л. Н. ВЫСОЦКИЙ, Г. А. ГРИГОРОВИЧ, О. В. ТОКМАДЖЯН,
Ф. Т. СУНЦАЛЯЕВ

К РАСЧЕТУ ТРАНШЕЙНОГО ВОДОСБРОСА

На основе трехмерной математической модели бурных потоков разработан метод гидравлического расчета траншейного водосброса новой конструкции. Расчет производится численными методами на ЭВМ.

Ил. 1. Библиогр. 2 изв.

Օգտագործվելով բուն հասանքի եռաչափ հաշվարկի մաթեմատիկական մոդելը՝ մշակված է նոր կառուցվածքի խրամուղային ջրհեղի ճիգրափոխական հաշվարկի եղանակ, որը կատարվում է թվային մեթոդներով էԷՄ-ի սպեռթյամբ:

Во многих случаях транспортирование потока в бурном состоянии ($F_r > 1$) оказывается экономически целесообразным, т. к. при этом геометрические размеры водопроводящего тракта позволяют принимать компактные проектные решения. Помимо экономии средств на самом сооружении достигается дополнительный выигрыш из-за сокращения разработок скального грунта. Тем не менее при проектировании ряда гидротехнических сооружений от такой возможности проектировщики отказываются, что объясняется неблагоприятной реакцией высокоскоростного потока на попытку его резкой деформации. Последняя приводит к образованию косых волн, прыжков и других явлений, которые сводят на нет возможность получения желаемого эффекта. В частности, это проявляется при проектировании траншейных водосбросов.

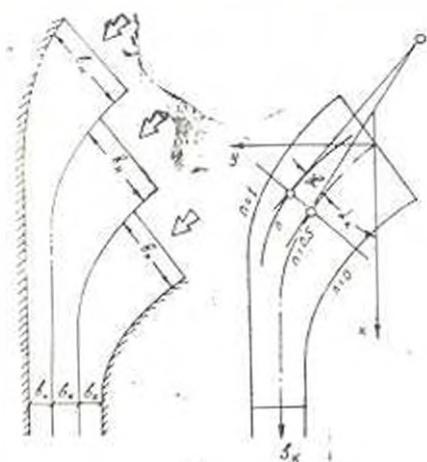


Рис.

Как правило, гидравлический расчет траншейных водосбросов производят на базе одномерной математической модели потока с изменяющимся по его длине расходом [1], но при этом влияние поперечной циркуляции не учитывается. В настоящее время разработаны достаточно эффективные методы гидравлического расчета безотрывного течения бурного потока по криволинейным поверхностям в трехмерной постановке [2]. Использование соответствующей математической модели бурного потока позволяет произвести гидравлический расчет новой конструкции траншейного водосброса, свободной от перечисленных недостатков. Они устраняются за счет обеспечения безотрывного течения бурного потока в пределах всего сооружения без нежелательных волнообразований.

Обычно фронт водослива располагается под некоторым углом к оси отводящего русла. При этом ширина фронта водослива в несколько раз превышает ширину отводящего русла, поэтому в пределах траншеи необходимо осуществить плавный поворот бурного потока при одновременном его сужении. В некоторых случаях целесообразно расчленять траншейный водосброс по ширине и делать его составным, состоящим из нескольких участков (рис.).

Осуществить гидравлический расчет и определить конфигурацию предлагаемой конструкции траншейного водосброса можно с использованием математической модели, применяемый в теории управления бурными потоками [2]. Эта модель включает систему уравнений в специальной криволинейной системе координат. В нее входят:

1. Уравнение свободной поверхности—

$$z = z_k + \int_0^y A \left[\frac{\partial z}{\partial s_k} B - \frac{C}{\frac{\partial^2 z}{\partial s_k^2} + D} \frac{\partial z}{\partial s_k} \right] \frac{1}{F + \left(\frac{\partial z}{\partial s_k} \right)^2 + \frac{1}{\Pi}} dn, \quad (1)$$

где

$$A = -\frac{db}{dn} \cos \alpha, \quad B = \frac{\rho_k \sin \alpha}{\rho_k + b}, \quad F = \left(\frac{\rho_k + b}{\rho_k \cos \alpha} \right)^2,$$

$$C = \frac{\cos \alpha}{\rho_k + b} \left[1 - \frac{1}{F} \left[(\rho_k + b) \frac{d^2 b}{ds_k^2} - \left(\frac{db}{ds_k} \right)^2 - \frac{b \rho_k}{\cos \alpha_k} \left(\frac{d^2 y_k}{ds_k^2} + \frac{\sin \alpha_k}{\rho_k} \right) \frac{db}{ds_k} \right] \right],$$

$$D = -\frac{\rho_k \cos^2 \alpha}{\rho_k + b} \left[\frac{db}{ds_k} \left(\frac{\rho_k}{\rho_k + b} \cdot \frac{d^2 b}{ds_k^2} + \frac{1}{\rho_k} \right) + \frac{b}{\cos \alpha_k} \left(\frac{d^2 y_k}{ds_k^2} - \frac{\sin \alpha_k}{\rho_k^2} \right) \right],$$

$$\Pi = \frac{v^2}{gL_0}, \quad \alpha_k = \arcsin \frac{dy_k}{ds_k}, \quad \rho_k = \frac{dz_k}{ds_k},$$

v — скорость, L_0 — характерная длина, $b = \sum_{i=0}^m a_i s_k^i$ — уравнение изменения ширины потока в плане, $y_k = \sum_{j=0}^l c_j s_k^j$ — уравнение плана граничной линии тока;

2. Уравнение распределения давления по глубине—

$$\frac{\partial p}{\partial h} = 1 + 0,5 \frac{\frac{\partial \Gamma}{\partial s_k} \cdot \frac{\partial z}{\partial s_k}}{F + \left(\frac{\partial z}{\partial s_k} \right)^2} + \frac{\Pi F \left(\frac{\partial^2 z}{\partial s_k^2} + D \frac{\partial z}{\partial s_k} \right)}{\left[F + \left(\frac{\partial z}{\partial s_k} \right)^2 \right]^2} + \frac{T \frac{\partial z}{\partial s_k}}{g \sqrt{F + \left(\frac{\partial z}{\partial s_k} \right)^2}}. \quad (2)$$

где p — безразмерное давление, ρ — плотность жидкости, h — глубина, $z = z(s, \psi)$ — уравнение продольного профиля линии тока, ψ — параметр;

3. Уравнение Д. Бернулли—

$$z + p + \Pi + h_{\text{тр}} = B(\psi, n), \quad (3)$$

где $h_{\text{тр}}$ — безразмерные потери, $B(\psi, n)$ — константа Бернулли;

4. Уравнение неразрывности—

$$dh = dh_n \frac{v_n \cos \alpha_n \cos \beta_n db_n}{v \cos \alpha \cos \beta db}, \quad (4)$$

где $\beta = \arctg\left(\frac{\partial z}{\partial x_n}\right)$ (индексом „n“ помечены величины в начальном сечении).

Система безразмерных уравнений (1) — (4) замкнута и позволяет решать задачи о безотрывном течении жидкости по криволинейной поверхности как в прямой, так и обратной постановках. При расчете рационально решать обратную задачу. Для этого задаются параметры потока в начальном и конечном сечениях, рассчитывается план поверхностных линий тока с учетом перераспределения расходов по ширине потока, определяются отметки свободной поверхности потока, а затем — отметки дна сооружения [2]. Для решения системы уравнений используются численные методы, реализуемые с помощью ЭВМ.

Предложенная математическая модель траншейного водосброса лонной конструкции допускает при численной реализации применение итерационных процедур, методов конечных элементов, прямых и др.

ЛИТЕРАТУРА

1. Савский С. М. Гидравлические расчеты гидротехнических сооружений — М.: Энергия, 1979. — 336 с.
2. Висоцкий Л. И. Управление бурными потоками на водосбросах — М.: Энергия, 1977. — 278 с.

УДК 632.517.3

А. А. САРУХАНИЯ

НЕСТАЦИОНАРНОЕ ЛАМИНАРНОЕ ДВИЖЕНИЕ ВЯЗКОЙ ЖИДКОСТИ В КОЛЬЦЕВОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ТРУБЕ

Задача сводится к интегрированию системы дифференциальных уравнений Навье-Стокса для осесимметричного ламинарного движения вязкой жидкости при двух нулевых граничных условиях и произвольного начального условия. По полученной формуле распределения скоростей по живому сечению можно определить расход и среднюю скорость потока.

Библиограф: 5 назв

Մեղմոր բերքում է մասնակի (նրբոր) առանցքահամաչափ լամինար շարժման համար եռ-դի-Ստոկսի դիֆերենցիալ համասարույթների համակարգերի ինտեգրումը կրկնաչի գրայնական ձևային և կամայական սկզբնական պարամետրերի գեղարվեստ: Արագաթյունների բաշխման արագ-չափով բուխակով կարելի է հաշվել կենդանի համաժամբում անցնող հիշք և նրա միջին արագու-թյունը:

Рассмотрим нестационарное ламинарное движение вязкой несжимаемой жидкости в кольцевой цилиндрической трубе с внутренним и внешним радиусами R_1 и R_2 . Дифференциальные уравнения, описывающие нестационарное осесимметричное течение, имеют вид [1, 2, 4]

$$\begin{cases} \frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right), \\ \frac{\partial p}{\partial r} = 0, \quad \frac{\partial p}{\partial \theta} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

Из последних двух уравнений следует, что давление в каждый момент во всех живых сечениях имеет одну и ту же величину. Это возможно, если

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = f(t). \quad (2)$$

Таким образом, задача сводится к решению дифференциального уравнения

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right) + f(t), \quad (3)$$

при следующих начальных и граничных условиях:

$$u(r, t) = \psi(r), \quad t = 0; \quad u(R_1, t) = 0 \quad \text{и} \quad u(R_2, t) = 0, \quad t > 0. \quad (4)$$

Решение уравнения (3) согласно (4) представим в виде

$$u = u_1 + u_2, \quad (5)$$

где u_1 — решение задачи, учитывающее действие перепада давления, u_0 — то же, с учетом влияния стенок трубы и начального распределения скоростей.

Для первого условия получаем краевую задачу — найти решение неоднородного нелинейного дифференциального уравнения второго порядка

$$\frac{\partial u_1}{\partial t} = \nu \left(\frac{\partial^2 u_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_1}{\partial r} \right) + f(t) \quad (6)$$

с нулевыми начальными и граничными условиями

$$u_1(r, t) = 0, \quad t = 0, \quad R_1 < r < R_2 \quad (7)$$

$$u_1(R_1, t) = 0 \quad \text{и} \quad u_1(R_2, t) = 0, \quad t > 0.$$

Для второго условия имеем краевую задачу

$$\frac{\partial u_2}{\partial t} = \nu \left(\frac{\partial^2 u_2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_2}{\partial r} \right) \quad (8)$$

при условиях

$$u_2(r, t) = \varphi(r), \quad t = 0, \quad R_1 < r < R_2; \quad (9)$$

$$u_2(R_1, t) = 0 \quad \text{и} \quad u_2(R_2, t) = 0, \quad t > 0.$$

Решение уравнения (8) с учетом (9) имеет вид [3, 5]

$$u_2(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} A_k e^{-\lambda_k^2 \nu t} V_0(i_k r), \quad (10)$$

где $V_0(i_k r)$ — комбинация Бесселевых функций:

$$V_0(i_k r) = I_0(i_k r) Y_0(i_k R_1) - I_0(i_k R_1) Y_0(i_k r), \quad (11)$$

$I_0(i_k r)$ — Бесселевы функции первого рода нулевого порядка, $Y_0(i_k r)$ — то же, второго рода нулевого порядка, i_k — собственные числа задачи, которые являются корнями характеристического уравнения

$$I_0(i_k R_2) Y_0(i_k R_1) - I_0(i_k R_1) Y_0(i_k R_2) = 0. \quad (12)$$

Значение постоянных коэффициентов A_k определяются из начального условия задачи

$$\varphi(r) = \sum_{k=1}^{\infty} A_k V_0(i_k r) \quad (13)$$

и

$$A_k = \frac{i_k^2 J_0^2(i_k R_2) [F(R_2) - F(R_1)]}{2 [J_0^2(i_k R_1) - J_0^2(i_k R_2)]}, \quad (14)$$

где

$$F(R) = \int_0^R r \psi(r) V_0(i_k r) dr. \quad (15)$$

Для определения функции $u_1(r, t)$ имеем неоднородное уравнение (6) с нулевыми начальными и граничными условиями (7). Найдем общее решение этой задачи в виде ряда Фурье-Бесселя по собственным функциям задачи

$$u_1(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} B_k(t) V_0(\lambda_k r) e^{-\lambda_k^2 \nu t}. \quad (16)$$

Совместно решая (6) и (16), для определения коэффициентов $B_k(t)$ получаем дифференциальное уравнение

$$\sum_{k=1}^{\infty} B_k'(t) V_0(\lambda_k r) e^{-\lambda_k^2 \nu t} = f(t). \quad (17)$$

Обе части равенства (17) умножим на $r V_0(\lambda_m r)$ и проинтегрируем в пределах от R_1 до R_2 :

$$\sum_{k=1}^{\infty} B_k'(t) e^{-\lambda_k^2 \nu t} \int_{R_1}^{R_2} r V_0(\lambda_k r) V_0(\lambda_m r) dr = f(t) \int_{R_1}^{R_2} r V_0(\lambda_m r) dr. \quad (18)$$

Так как $\int_{R_1}^{R_2} r V_0(\lambda_k r) V_0(\lambda_m r) dr = 0$, если $k \neq m$, а при $k = m$ —

$$\int_{R_1}^{R_2} r V_0^2(\lambda_m r) dr = \frac{2 [I_0(\lambda_m R_1) - I_0(\lambda_m R_2)]}{\lambda_m^2 I_0^2(\lambda_m R_2)}$$

Учитывая, что

$$\int_{R_1}^{R_2} r V_0(\lambda_m r) dr = \frac{2}{\lambda_m^2} \left(\frac{I_0(\lambda_m R_1)}{I_0(\lambda_m R_2)} - 1 \right),$$

уравнение (18) примет вид

$$B_k'(t) \frac{2 [I_0^2(\lambda_k R_1) - I_0^2(\lambda_k R_2)]}{\lambda_k^2 I_0^2(\lambda_k R_2)} e^{-\lambda_k^2 \nu t} = \frac{2}{\lambda_k^2} \left(\frac{I_0(\lambda_k R_1)}{I_0(\lambda_k R_2)} - 1 \right) f(t),$$

откуда

$$B_k(t) = \frac{-I_0(\lambda_k R_2)}{I_0(\lambda_k R_1) + I_0(\lambda_k R_2)} [\Phi(t) - \Phi(0)], \quad (19)$$

где

$$\Phi(t) = \int f(t) e^{\lambda_k^2 \nu t} dt. \quad (20)$$

Таким образом, общее решение задачи согласно (5), (10), (14), (16) и (19) будет

$$u(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{-I_0(\lambda_k R_2)}{I_0(\lambda_k R_1) + I_0(\lambda_k R_2)} \frac{I_0(\lambda_k R_1)}{2 [I_0(\lambda_k R_1) - I_0(\lambda_k R_2)]} \times \\ \times [F(R_2) - F(R_1)] - [\Phi(t) - \Phi(0)] V_0(\lambda_k r) e^{-\lambda_k^2 \nu t}. \quad (21)$$

1. Полюс Д. Н. Нестационарные гидромеханические процессы.— М.: Машиностроение, 1982.— 240 с.
2. Тарс С. М. Основные задачи теории ламинарных течений.— М.— Л. ГИИТЛ, 1951— 415 с.
3. Лыкова А. В. Теория теплопроводности.— М.: Наука, 1967— 399 с.
4. Слейхин Н. А. Динамика вязкой несжимаемой жидкости.— М. ГИИТЛ, 1955— 432 с.
5. Карсзон Ч., Егер Д. Теплопроводность твердых тел.— М.: ИЛ, 1964— 487 с.

ЕрПН им. К. Маркса

7 VI 1988

Изв. АН АрмССР (сер. ГН), т. XLIII, № 4, 1990, с. 188—192

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

УДК 621.317

Э. В. КАЗАРЯН, М. К. БАГДАСАРЯН

К РАСЧЕТУ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ БЕСКОНТАКТНОГО ТОКОИЗМЕРИТЕЛЬНОГО УСТРОЙСТВА НА ЭВМ

Приведены результаты численного исследования зависимостей изменения магнитного потока от положения проводника с током и программа для расчета на ЭВМ, которая позволяет определить параметры токоизмерительного устройства и оценить погрешность измерения, соответствующую различным геометрическим размерам и свойствам материала магнитопровода, вдоль длины магнитопровода, охваченного обмоткой. Это позволяет конструировать бесконтактные токоизмерительные устройства с минимальной погрешностью измерения.

На 3 Библиогр. 3 вазк.

Մեր ված են անոր հաղորդիչ դիրքի փոփոխությունը դադարած մագնիսական հոսքի փոփոխության վերլուծական հաշվածությունը և էՆՄ-ով հաշվարկի ծրագիրը, որի միջոցով որոշվում է հոսանքաչափի օտորի պարամետրերը և գնահատվում է մագնիսալարի տարրեր շափերին և նյութի հատկություններին համապատասխանող շափման սխալը հոսանքի հաղորդիչ տարրեր դիրքերում: Քա հնարավորություն է տալիս ետևազանկ եվազագտել շափման սխալով անկրետակտ հոսանքաչափի օտորը:

При инженерных расчетах магнитных цепей чаще всего используются методы коэффициентов рассеяния, конечных разностей и графо-аналитический [1]. Выполнение расчетов этими методами достаточно сложно и трудоемко из-за нелинейности магнитной цепи, поэтому расчет магнитной цепи целесообразно проводить аналитическим методом [2] с использованием ЭВМ. Рассматриваемая магнитная система электронизмерительных клещей переменного тока типа Ц4505 состоит из стального шихтованного магнитопровода, выполненного из двух С-образных половин с расположенными на них одинаковыми обмотками $W/2$, соединенными согласно (рис. 1а). Между половинами магнитопровода имеются технологические воздушные зазоры δ_1 и δ_2 . Схема за-

мещения магнитной цепи приводится на рис. 1б. Предлагаемый аналитический метод расчета с использованием ЭВМ позволяет определить величины: суммарного магнитного потока Φ_s , потока рассеяния Φ_6 , потока в сечении магнитопровода Φ_a при значении координаты $0 \leq x \leq l$ для разных значений измеряемого тока I, W_1 ($W_1 = 1$).

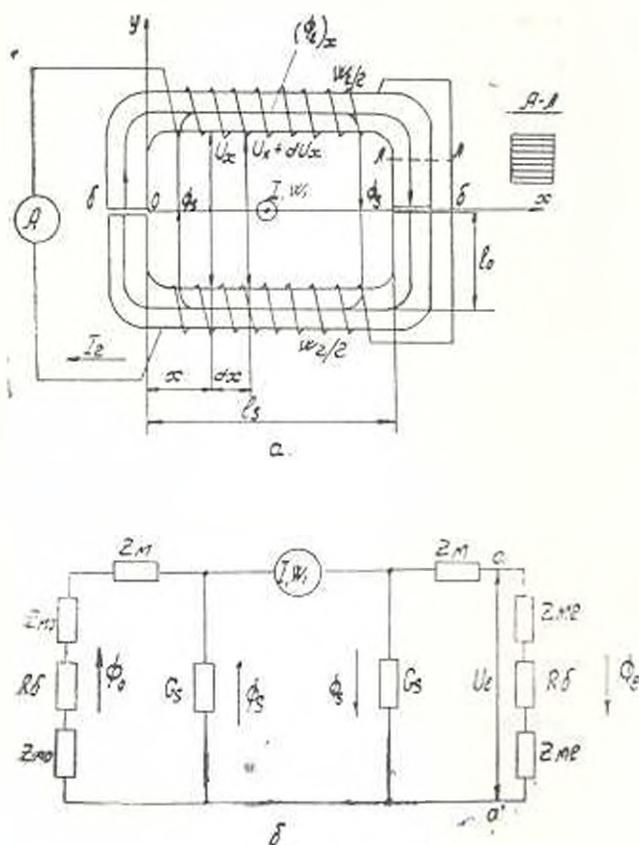


Рис. 1. Магнитная цепь (а) и схема ее замещения (б).

В качестве исходных данных принимаются: геометрические размеры магнитопровода, удельное магнитное сопротивление стали δ , удельная магнитная проводимость g для потоков рассеяния на длине l , и магнитное сопротивление воздушных зазоров R_{δ} .

При расчете принимаются следующие допущения: воздушные зазоры равны $\delta_1 = \delta_2$; число витков обмоток, расположенных на С-образных половинах, одинаково $W_2/2$; крайние потоки воздушных зазоров не учитываются.

Для получения соотношений между величинами, характеризующими магнитное поле рассматриваемой магнитной цепи, воспользуемся известными дифференциальными уравнениями [2]

$$\begin{cases} \frac{d^2 U_x}{dx^2} - g U_x - \frac{Z_N}{l} = 0, \\ \frac{d^2 \Phi_x}{dx^2} + k \left(\frac{l_1 W_1}{l} - \frac{Z_M}{l} \Phi_x \right) = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где U_x и Φ_x — соответственно магнитный потенциал и поток в сечении магнитопровода при значении координаты $0 \leq x \leq l_N$, Z_M — полное комплексное магнитное сопротивление стали.

Решение системы уравнений (1) имеет вид

$$\begin{cases} U_x = U_l \operatorname{ch} A + \sqrt{\frac{2Z_M}{G_S}} \left(\Phi_l - \frac{l_1 W_1}{2Z_M} \right) \operatorname{sh} A, \\ \Phi_x = \frac{l_1 W_1}{2Z_M} + U_l \sqrt{\frac{G_S}{2Z_M}} \operatorname{sh} A + \left(\Phi_l - \frac{l_1 W_1}{2Z_M} \right) \operatorname{ch} A, \end{cases} \quad (2)$$

где

$$A = \sqrt{\frac{2Z_M G_S}{l}} \left(1 - \frac{x}{l} \right). \quad (3)$$

Из схемы 1б следует, что

$$U_l = \Phi_l Z_{aa'}, \quad (4)$$

$$\Phi_l = \frac{l_1 W_1}{(Z_M + 2R_a)(2Z_M G_S + R_a G_S - 1)}, \quad (5)$$

где $Z_{aa'}$ — комплексное магнитное сопротивление зоны воздушного зазора, в которое входят активное магнитное сопротивление зазора R_a и комплексное магнитное сопротивление стали Z_M на длине участка l_a (рис. 1б):

$$Z_{aa'} = R_a + 2Z_M l_a, \quad (6)$$

G_S — полная магнитная проводимость рассеяния магнитопровода на длине l_N

$$Z_M = \nu_R + j(\nu_x) \frac{l}{S}, \quad l = 2l_0 + l_1. \quad (7)$$

Расчетные формулы магнитных проводимостей рассеяния и воздушного зазора выбираются с учетом геометрической формы магнитопровода [3]. Для расчета на ЭВМ используются совместно выражения (2)–(7). С помощью блока 2 (рис. 2) вводятся исходные данные. В блоки 3, 4 и 5 соответственно поступают начальные значения длины магнитопровода $l_{\text{маг}}$, показания измеряемого тока $I_1 W_{1\text{изм}}$ и значение $x = 0$, затем дается приращение параметру x (блок 3) шагом Δx и после анализа условия $x \leq x_{\text{кон}}$ (конечное значение выбирается в зависимости от вида и размеров магнитопровода) в случае положительного ответа производится расчет $(\Phi_1)_y$, $(\Phi_1)_z$, Φ_s (блок 6).

После того, как проведен расчет для всех возможных значений, дается приращение параметру I, W_1 с шагом $\Delta I, W_1$ (блок 10) и проверяется условие $I, W_1 \leq I, W_{1\text{кон}}$ (блок 11), если оно выполняется, то расчет ведется вновь, начиная с блока 5. После обследования всех значений x , I, W_1 , результаты выводятся на печать (блок 7). Этот вариант соответствует начальному значению длины магнитопровода $l_{\text{нач}}$, затем расчет повторяется при других значениях l . Машинное время расчета магнитной цепи на ЭВМ ЕС-1022 составляет 5 минут.

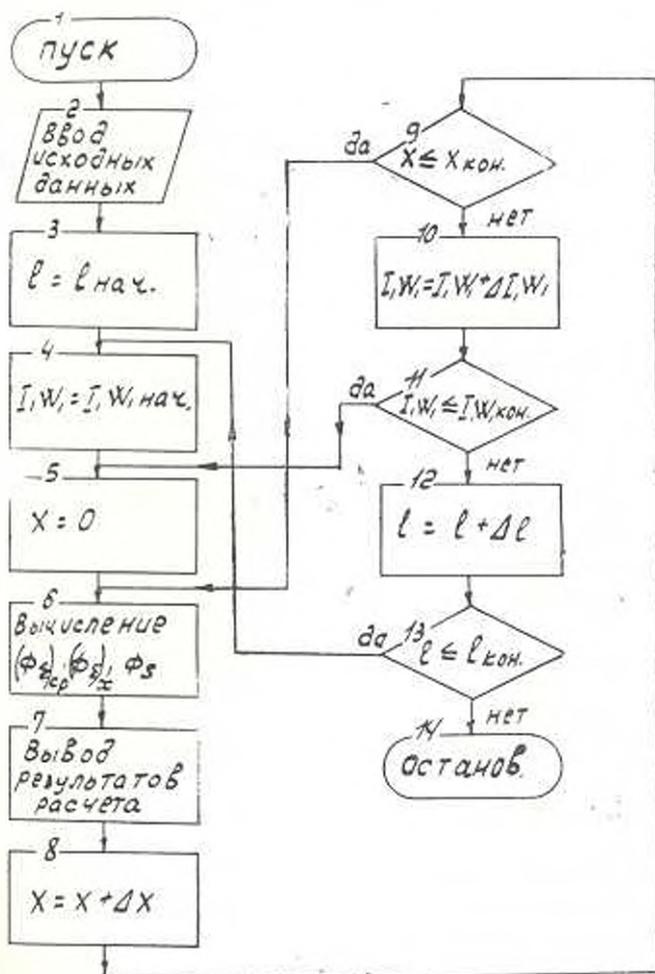


Рис. 2. Структурная схема программы ЭВМ.

На рис. 3 приведены зависимости изменения суммарного магнитного потока (Φ_2), и потока рассеяния Φ_3 вдоль длины l , магнитопровода ($y = 0$) от местоположения проводника с измеряемым током I, W_1 , (в пределах $0 \leq x \leq l_2$). Экспериментальное исследование показало, что максимальная погрешность измерения соответствует зоне

вблизи воздушного зазора (с координатами $x = 0$, $y = 0$). Поэтому полученные аналитические зависимости и результаты расчета на ЭВМ суммарного потока Φ_{Σ} , потока рассеяния Φ_{Σ} на длине $0 \leq x \leq l_0$ при $y = 0$ позволяют при заданных исходных данных оценить составляющие погрешности измерения, соответствующие различным длинам магнитопровода, свойствам материала магнитопровода и величине измеряемого тока при различных положениях проводника с измеряемым током по формуле

$$\delta = \frac{(\Phi_{\Sigma})_{\text{ср}} - (\Phi_{\Sigma})_x}{\Phi_{\Sigma, \text{ср}}}, \quad (8)$$

где $(\Phi_{\Sigma})_{\text{ср}}$ — магнитный поток в сердечнике, соответствующий положению проводника с измеряемым током с координатами $x = l_0/2$ и $y = 0$, $(\Phi_{\Sigma})_x$ — магнитный поток, соответствующий положению проводника с измеряемым током с координатами $0 \leq x \leq l_0$ и $y = 0$. Составляющая погрешности, обусловленная потоком рассеяния, определяется аналогично (8).

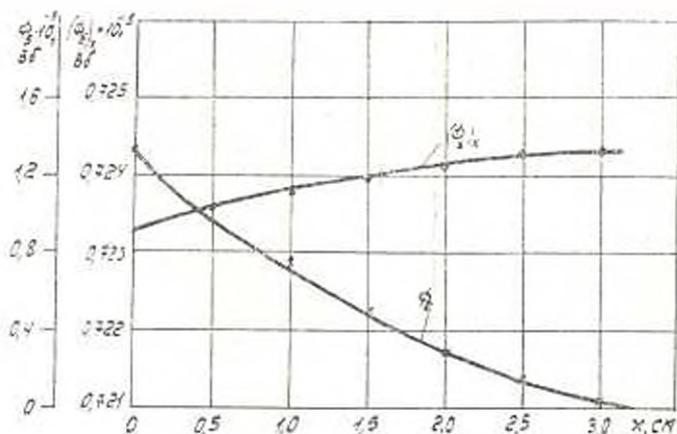


Рис. 3. Изменение магнитного потока вдоль длины магнитопровода.

Разработанная методика расчета позволяет решить общую задачу минимизации погрешности измерения токоизмерительных клещей при заданном диапазоне измеряемых токов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Таев И. С. и др. Основы теории электрических аппаратов. — М.: Высшая школа, 1987. — 351 с.
2. Буль Б. К. Основы теории и расчета магнитных цепей. — М.: Энергия, 1961. — 463 с.
3. Пятин Ю. М. Постоянные магниты: Справочник. — М.: Энергия, 1971. — 375 с.

УДК 621.317.7(088.8)

Б. М. МАМИКОНЯН

АНАЛОГО-ЦИФРОВОЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ АМПЛИТУДЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

Описан тонкопленочный ферромагнитный преобразователь амплитуды переменного тока в число импульсов. По мере возрастания тока происходит поочередное переключение пленок-пятен, равномерно распределенных на поверхности клинообразных шин, несущих преобразуемый ток. Приведены особенности построения преобразователя, расчет и выбор его основных параметров.

Ил. 3. Библиогр.: 2 назв.

Նկարագրված է փոխախափան հոսանքի ամպլիտուդի բարակթաղանթային ֆերոմագնիսական փոխակերպիչը: Հոսանքի աճի հետ տեղի է ունենում կետային մաղկիական թաղանթների ներթափանցումը փոխանցատու, որոնք հափասարաչափ բախշված են հոսանքակիր սեպան հարթի ճամաչափական առանցքի երկարությունը: Բերված են փոխակերպիչի կառուցման առանձնահատկությունները, նրա հիմնական պարամետրերի հաշվարկն ու ընտրությունը:

В шифровых измерителях амплитуды переменного тока целесообразно использование тонкопленочных магнитных преобразователей (П) с дискретным выходом, отличающихся простотой технологии изготовления, высокой стабильностью характеристик и надежностью в работе. Преобразователь с число-импульсным выходом, принципиальная схема которого представлена на рис. 1а, кроме того не нуждается в источнике питания и обладает почти нулевым входным сопротивлением, благодаря чему не вносит искажения в значение преобразуемого тока [1].

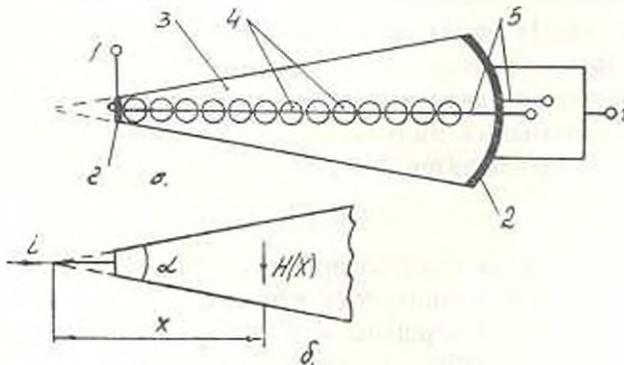


Рис. 1. Принципиальная схема преобразователя (а) и расчетная схема для определения функции преобразования (б).

Источник преобразуемого тока подключается посредством входных зажимов 1 и контактов 2 к вершине и основанию клинообразной шины 3, вдоль оси симметрии которой равномерно распределены пермаллоевые пленки-пятна 4 с одноосной анизотропией и осью легкого намагничивания (ОЛН), расположенной перпендикулярно оси симмет-

рии клина. Тонкопленочные проводники 5 съемного витка обхватывают пленки-пятна и шину. Шина, пленки-пятна и проводники 5 изолированы друг от друга диэлектрическими слоями из монооксидной кремния. Вся многослойная тонкопленочная структура напылена на стеклящую или ситалловую подложку с полированной поверхностью. Напыление пермаллоевых пленок-пятен ведется в постоянном магнитном поле (состав пермаллоя $\sim 81\% \text{ Ni}, 19\% \text{ Fe}$). Полученная таким способом пленка отличается почти нулевой магнитострикцией и ярко выраженной одноосной анизотропией. Проводники 5 съемного витка, напыленные из меди или алюминия, расположены симметрично с обеих сторон шины; при этом сигнал помехи от тока шины в съемном витке практически не возникает.

Преобразуемый переменный ток равномерно распределяется по поперечному сечению клинообразной шины. Плотность тока в поперечном сечении шины в каждый момент времени максимальна у вершины клина и минимальна у его основания. В результате напряженность магнитного поля этого тока в один и тот же момент времени уменьшается от вершины клина к его основанию. По мере нарастания тока в шине происходит попередное перемагничивание тех пятен, в местах расположения которых напряженность поля преобразуемого тока превышает коэрцитивную силу пятен. При перемагничивании каждого пятна в съемном витке наводится импульс ЭДС. Число перемагниченных пятен, а значит и число выходных импульсов за один полупериод изменения преобразуемого тока пропорционально его амплитуде (рис. 2). Следующая полуволна преобразуемого тока, создающая магнитное поле, обратное предыдущей полуволны направления, в той же очередности возвращает намагниченность пятен в исходное состояние; при этом в съемном витке наводятся импульсы ЭДС обратной полярности. Выходной сигнал П может подаваться после усиления на счетчик электрических импульсов.

Количественная связь между амплитудой I_m преобразуемого тока и числом n выходных импульсов определяется следующим образом. Переключение пленок-пятен выражается условием

$$H(x) = H_c, \quad (1)$$

где H_c — коэрцитивная сила пленок-пятен, $H(x)$ — напряженность магнитного поля преобразуемого тока в месте расположения данного пятна на расстоянии x от вершины клина (рис. 1б). Поскольку толщина тонкопленочной клинообразной шины и расстояние между плоскостью магнитной пленки и поверхностью шины пренебрежимо малы по сравнению с шириной шины, то согласно закону полного тока $H(x)$ можно рассчитать по формуле [2]

$$H(x) = \frac{I_m}{2c(x)},$$

где ширина шины $c(x) = 2x \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$.

Подставляя приведенные выражения в условие (1), находим координату x , вплоть до которой переключаются пятна

$$x = \frac{I_m}{4H_c \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}$$

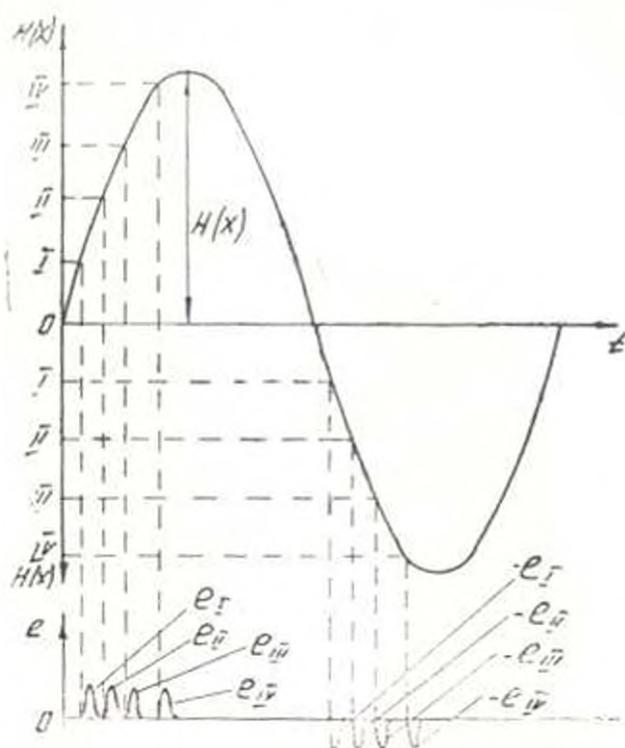


Рис. 2. Упрощенные графики напряженности магнитного поля (а) и импульсов ЭДС в съемном витке (б) при одном значении преобразуемого тока.

Если на всей длине L клина равномерно распределены N пятен, то длине x будет соответствовать

$$n = \frac{N}{L} x = \frac{N}{4LH_c \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} I_m \quad (2)$$

пятен. Выражение (2) показывает, что характеристика преобразования $n = f(I_m)$ линейна. На рис. 2 изображен случай $n = 4$.

Значение угла α клина выбирается по заданному диапазону преобразования. Если задано предельное значение $I_{m \text{ пр}}$ амплитуды преобразования тока, то при $I_m = I_{m \text{ пр}}$ должно иметь место $n = N$. Исходя из этого, выражения (2) получается формула для расчета α

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = \frac{I_{m \text{ пр}}}{4LH_c}$$

Например, в разработанном П с диапазоном $I_{\text{нп}} = 1 \text{ А}$ при значениях параметров $L = 0,08 \text{ м}$, $H = 50 \text{ А/м}$ угол α равен 7° . В этом П вакуумным испарением напылены пермаллоевые (с добавкой молибдена и последующим отжигом) пленки-пятна диаметром $0,5 \text{ мкм}$ в количестве $N = 160 \text{ шт.}$ толщиной $0,1 \text{ мкм}$ (подложка ситалловая толщиной $0,5 \text{ мм}$, температура подложки поддерживалась 573 К , отжиг производился при $T = 623 \text{ К}$ в течение 1 ч в магнитном поле $4 \cdot 10^9 \text{ А/м}$). Чувствительность П составила 160 имп/А , порог чувствительности — 50 нА , а погрешность квантования — $6,25 \text{ нА}$.

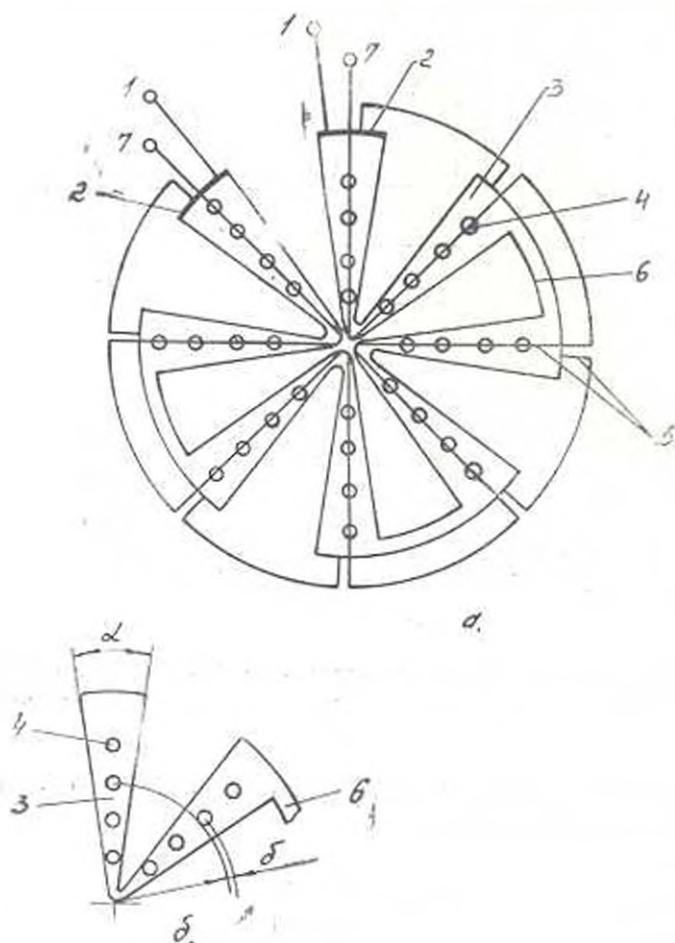


Рис. 3 Принципиальная схема преобразователя с последовательным соединением шин (а) и участок шины с катушкой (б).

Путем соответствующего выбора формы шины, а также закона распределения пленок-пятен вдоль длины шины возможна реализация других функций преобразования взамен линейной. Следует также учитывать, что можно в широких пределах варьировать параметрами П выбором значения коэрцитивной силы пленок-пятен, что без каких-либо трудностей можно реализовать в процессе напыления пленок соот-

ветствующим выбором их состава, толщиной, напряженности магнитного поля и т. д.

С целью уменьшения погрешности квантования в конструкции П, изображенного на рис. 3а, клинообразные шины 3 образованы радиальными перемычками между секторными вырезами проводящего круга 6 и соединены между собой последовательно, а пленки-пятна 4, равномерно распределенные вдоль осей симметрии каждой клинообразной шины, распределены вокруг центра круга по спирали, что позволяет увеличить плотность распределения пленок-пятен вдоль пути распространения магнитного поля преобразуемого тока и уменьшить погрешность квантования. Съёмные витки 5 всех клинообразных шин соединены между собой последовательно согласно и подключены к выходу 7 П. Преобразуемый переменный ток, подводимый ко входным зажимам 1, здесь также равномерно распределяется по поперечным сечениям клинообразных шин. Напряженность магнитного поля этого тока на поверхности клинообразных шин в один и тот же момент времени уменьшается от центра круга к его периферии. Поэтому поочередное искривление витков происходит здесь не вдоль одной клинообразной шины, а вдоль спирали, начиная с центра круга. Значение угла α при вершинах клинов (рис. 3б) выбирается по заданному диапазону преобразованная, а число M клинообразных шин и радиальное смещение δ между соседними вдоль спирали пятнами — по требуемому значению ошибки квантования. При диаметре круга 0,08 м, значениях $M = 8$, $\delta = 0,625$ мм и вышеприведенных значениях параметров пленок погрешность квантования в этом П не превышает 2,0 мА.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. с. 976392 СССР. Преобразователь амплитуды переменного тока в импульсный сигнал / Б. М. Мамиконян, С. О. Варданян (СССР).— № 3281367/48—21; Заяв. 19.03.81; Оpubл. 23.11.82. Бюл. № 43.
2. Разин Г. Н., Щелкин А. П. Бесконтактное измерение электрических токов.— М.: Атомиздат, 1974 — 160 с.

Лен. фил. ЕрИИ им. К. Маркса

25. 1. 1989

Изв. АН АрмССР (сер. III), в. XLIII, № 1, 1986, с. 197—200

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

УДК 621.313.333

Г. К. САФАРЯН

ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННЫХ ИНДУКТОРНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Рассмотрены динамические свойства асинхронных индукторных двигателей при асимметрии питающего напряжения. Определены влияния различных степеней асимметрии напряжения питания на переходные процессы в двигателе.

Ил. 2. Библиогр.: 2 назв.

Կրտսերկզմած են ասինխրոնի ինդուկտորային շարժիչների դիսամիզակալ հատկանիշները սեռ շարժալ անհամապատասխան դեպքում: Որոշված են սեռ շարժալ անհամապատասխան տարրեր հատկանիշների ազդեցությունը մեքենայի անցողիկ պրոցեսների վրա:

Асинхронные индукторные двигатели (АИД) относятся к классу машин с электромагнитной редукцией скорости вращения и находят широкое применение в низкоскоростном регулируемом электроприводе. Принцип действия таких машин основан на использовании в качестве рабочего поля зубцовых гармоник, обусловленных зубчатостью воздушного зазора. У АИД первичная и вторичная обмотки расположены в пазах статора, а ротор зубчатый, необмотанный и выполняет роль модулятора магнитного поля. Электромагнитная связь между первичной и вторичной обмотками осуществляется за счет изменения взаимной индуктивности между обмотками при перемещении относительно них зубчатого ротора. При работе машины концы вторичной обмотки включаются на емкостное сопротивление для компенсации большого индуктивного сопротивления вторичной обмотки и для получения больших пусковых моментов.

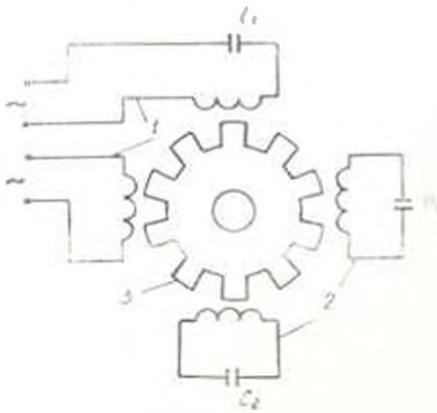


Рис. 1. Принципиальная схема включения обмоток АИД: 1 — первичная и вторичная обмотки статора, а 3 — зубчатый ротор.

При выборе числа зубцов ротора по формуле

$$N_p = N_c \pm p_1 \pm p_2,$$

где N_c — число зубцов статора, из создаваемого первичной обмоткой статора l поля вследствие зубчатости статора и ротора выделяется

гармоника магнитного поля, имеющая число пар полюсов вторичной обмотки p_2 и устанавливающая связь между первичной и вторичной 2 обмотками. При этом ротор 3 будет вращаться со скоростью

$$n_{\text{вп}} = 60f_1(1 - S) N_p \quad (1)$$

Из формулы (1) видно, что ротор вращается с намного меньшей скоростью, чем в обычных асинхронных двигателях.

При эксплуатации АИД в системах автоматизированного электропривода часто возникает нарушение симметрии питания. Для исследования динамических свойств АИД в момент пуска, реверса и торможения при асимметрии питающего напряжения используются дифференциальные уравнения, описывающие электромеханические переходные процессы в АИД, с учетом составляющих прямой и обратной последовательности в уравнениях [1, 2]. Электромагнитный переходной момент АИД при асимметрии питающего напряжения записывается

$$m_s = m_{s(1)} + m_{s(2)} + m_{s(1,2)} + m_{s(2,1)} \quad (2)$$

где $m_{s(1)}$ и $m_{s(2)}$ — моменты токов прямой и обратной последовательностей, $m_{s(1,2)}$ и $m_{s(2,1)}$ — моменты, образуемые от взаимодействия токов вторичной обмотки прямой последовательности с обратным полем первичной обмотки и токов вторичной обмотки обратной последовательности с прямым полем первичной обмотки.

Анализ уравнений и физической картины явлений в АИД и обычном асинхронном двигателе в переходных режимах при асимметрии питания показывает аналогичность уравнений и физических явлений. Решением дифференциальных уравнений на ЭВМ определено влияние различных степеней асимметрии напряжения питания на переходные процессы АИД. На рис. 2 приведены расчетные кривые пуска АИД, имеющего следующие данные: $P_n = 3 \text{ Вт}$, $n_n = 1200 \text{ об/мин}$, $M_n = 0,24 \text{ Н·м}$, $M_n = 2,9 \text{ Н·м}$. Степень симметрии напряжений оценивалась коэффициентом $K_n = U_{106} / U_{1np}$ и различием напряжений обратного следования:

$$U_{106} = K_n (\pm U_{106} \pm \gamma U_{106}).$$

Так как в синхронно-вращающейся системе координат X , Y напряжение питания прямой последовательности в относительных единицах равно

$$U_{1np} = U_{x1np} + \gamma U_{y1np} = \cos \alpha + j \sin \alpha, \quad (3)$$

где α — начальная фаза питающего напряжения, то напряжение обратной последовательности в координатной системе X , Y имеет вид

$$U_{106} = K_n (-\cos \alpha - j \sin \alpha). \quad (4)$$

Характер переходного процесса во многом зависит от момента включения. Анализ показывает, что наиболее благоприятный режим получается при $U_{106} = K_n (-\cos \alpha + j \sin \alpha)$.

Сравнивая кривые пуска двигателя при симметричном и несимметричном напряжениях питания, следует отметить увеличение максимального значения отрицательного момента и увеличение превышения скорости вращения в случае асимметрии напряжения. При этом увеличение K_n от 0,4 до 0,8 приводит к снижению максимальных значений момента в 4 раза и увеличению лишь в 2 раза амплитуды пульсации момента в конце переходного процесса. Увеличение степени асимметрии на 80% приводит к увеличению времени пуска лишь в 1,8 раза.

Анализ влияния степени асимметрии питающего напряжения на динамические показатели пуска обычных асинхронных двигателей серий 4А с в.о.в. 45—63 мм показывает, что увеличение коэффициента K_n до 0,8 приводит к увеличению времени пуска в 2,5 раза. При этом ударный момент снижается лишь в 2 раза. Резко увеличиваются пуль-

саины момента в начале переходного процесса и скорости в конце процесса.

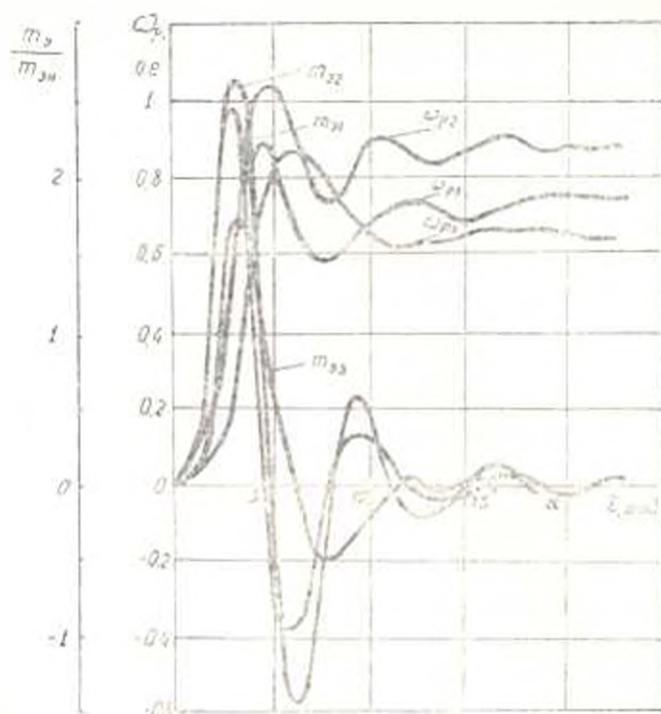


Рис. 2. Динамические характеристики пуска АИД при асимметрии питающего напряжения: m_{s1} — симметрия питающего напряжения, m_{s1} , m_{s3} — асимметрия питающего напряжения, $\omega_{r0} = 0,4(\cos \alpha - \sin \alpha)$ и $\omega_{r00} = 0,4(-\cos \alpha - \sin \alpha)$.

Сравнительный анализ динамических показателей АИД и обычных асинхронных двигателей при асимметрии напряжения питания показывает, что отрицательное влияние K_u на динамические показатели ослабляется. Исследуемые двигатели выгодно применять в широкорегулируемом электроприводе, работающем в основном в переходных режимах и в системах автоматического регулирования, где при управлении от статических преобразователей и регуляторов возникает нарушение симметрии питания.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кошкин П. В., Сафарчи Г. А. Переходные процессы асинхронных индукционных двигателей // Изв. вузов СССР. Электротехника. — 1984. — № 1. — С. 61–66.
2. Копылов И. П., Миченков Ф. А., Бетпаков В. Я. Математическое моделирование асинхронных машин. — М.: Энергия, 1984. — 97 с.

Բ Ո Վ Ա Ն Դ Ա Կ ՈՒ Ք Ց ՈՒ Ն

Կ. Ս. Արզումանյան. - Գործընկասության շահագործման վերաբերյալ	148
Է. Ս. Ասիական, Լ. Ս. Արզուման, Թ. Է. Ասիական. Մեծահարգների շարժման հաճախումների լուծման եղանակները և մեծատական շտապագրասիլյանը	153
Ս. Գ. Ասիական, Է. Կ. Ասիական. Կոչի ինքնիշխանի գրասենյակի ստեղծման վերաբերյալ	157
Ս. Գ. Ասիական, Գ. Շ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման գրասենյակի ստեղծման և կառավարման հարցը լուծելու նպատակով	161
Չ. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների մեծահարգների շարժման հաճախումների լուծման եղանակները	163
Չ. Ս. Ասիական, Ա. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	173
Ա. Շ. Ասիական, Գ. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	177
Ն. Բ. Ասիական, Գ. Ս. Ասիական, Շ. Չ. Ասիական, Ն. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	181
Ա. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	183
Է. Չ. Ասիական, Ս. Չ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	185
Բ. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	193
Գ. Կ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	197

СОДЕРЖАНИЕ

Ա. Շ. Արզուման, Կ. Ս. Արզուման, Թ. Է. Արզուման. Մեծահարգների շարժման հաճախումների լուծման եղանակները	148
Է. Ս. Ասիական, Լ. Ս. Արզուման, Թ. Է. Ասիական. Մեծահարգների շարժման հաճախումների լուծման եղանակները	153
Ս. Գ. Ասիական, Է. Կ. Ասիական. Կոչի ինքնիշխանի գրասենյակի ստեղծման վերաբերյալ	157
Ս. Գ. Ասիական, Գ. Շ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	161
Չ. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների մեծահարգների շարժման հաճախումների լուծման եղանակները	163
Չ. Ս. Ասիական, Ա. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	173
Ա. Շ. Ասիական, Գ. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	177
Ն. Բ. Ասիական, Գ. Ս. Ասիական, Շ. Չ. Ասիական, Ն. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	181
Ա. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	183
Է. Չ. Ասիական, Ս. Չ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	185
Բ. Ս. Ասիական, Կ. Ս. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	189
Գ. Կ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	193
Գ. Կ. Ասիական. Կոչիների կառավարման և պահպանման հարցը լուծելու նպատակով	197