

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 1. I. 1948 г.
Выходит 6 раз в год на русском языке

Կ Ր Ա Յ Բ Ա Ն Կ Ա Ն Կ Ե Ր Ե Մ

Ռ. Մ. Մարտիրոսյան (պատմաֆիլանթոպի ինքնագիր), Վ. Վ. Արխանելի
Ռ. Վ. Աբոյան, Ռ. Ա. Ղազարյան, Ս. Մ. Ղազարյան, Մ. Վ. Կասյան,
Ա. Ն. Ստեփանյան, Տո. Ն. Սարգսյան, Մ. Գ. Ստեփանյան (պատմ. խմբ. տեղ.),
Զ. Կ. Մտեֆանյան (պատմաֆիլանթոպի քրոնիկա), Վ. Ս. Կալաթյան

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Ռ. Մ. Մարտիրոսյան (ответственный редактор), В. В. Алексеевич,
Р. В. Абовян, Р. А. Казарян, С. М. Казарян, М. В. Касьян,
А. О. Саакян, Ю. Л. Саркисян, М. Г. Степанян (зам. ответ. редактора),
З. К. Степанян (ответственный секретарь), В. С. Хачатурян

УДК 621.313.333.3.018

Г. Л. АРТЕМЯН

ВИБРОНАДЕЖНОСТЬ РОТОРОВ АСИНХРОННЫХ
ДВИГАТЕЛЕЙ МАЛОЙ МОЩНОСТИ

Сформулирована задача виброненадежности роторов асинхронных двигателей малой мощности, предложены аналитические модели расчета прочности, жесткости и показателей надежности роторов на стадии проектирования машин.

Ил. 2. Библиогр.: 3 назв.

Չվահրաժիշակ է փոքր հզորության ասինխրոնային մոտորների վերահաստատման հանդիսառնությունները և ցուցանիշների սահմանի, կոշտության և ցուցանիշի մուտքների հարգման վերահաստատման մոդելներ մեքենաների նախագծման փուլում:

Виброненадежность асинхронных двигателей малой мощности (АДММ) определяется совокупностью требований к его отдельным конструкционным элементам. Она из себя представляет как свойство конструкции, позволяющее за весь срок службы обеспечить выполнение двигателем своего функционального назначения и необходимых требований по вибрационной и ударной прочности, жесткости элементов соединений, стабильности выходных характеристик двигателей в процессе воздействия виброударных нагрузок (виброудароустойчивость), сохранению конструктивных форм и размеров после циклического воздействия вибраций и ударов, надежности (безотказности и долговечности).

В работах [1—3] были рассмотрены ряд частных вопросов виброненадежности роторов АДММ в упомянутой выше постановке. Для расчетной оценки виброненадежности двигателей в целом прежде всего необходимо выбрать наиболее приемлемую теоретическую модель расчета напряженно-деформированного состояния роторов. Известные аналитические подходы далеко не решают этот вопрос с достаточной для практики точностью. Наиболее точное моделирование условий работы роторов АДММ представляется эквивалентной схемой, приведенной на рис. 1. Ротор рассматривается как вал постоянного сечения F с распределенной массой, имитирующей массу пакета ротора. Опорам ротора (подшипники, шты, станина) приписываются свойства инерционности (массы m_1, m_2, m_3). Предполагается, что соединения деталей в двигателе—«вал—подшипник», «подшипник—гнездо шты», «шты—станина» обладают только упругостью и демпфируемостью (коэффициенты K_1, K_2, K_3 и C_1, C_2, C_3). Влияние способа установки двигателя учитывается введением системы упругих и вязких элементов K_4 и C_4 .

Решение (2) ищем в виде

$$y = \varphi_1(\xi) \sin \omega t - \varphi_2(\xi) \cos \omega t. \quad (4)$$

Подставляя в (2), получаем:

$$\frac{d^4 \varphi_1}{d\xi^4} - r^4 \varphi_1 = p_1; \quad \frac{d^4 \varphi_2}{d\xi^4} - r^4 \varphi_2 = 0, \quad (5)$$

где

$$p_1 = \frac{p_0 l^3 \sigma (\xi - \xi_1)}{EI}; \quad r^4 = \frac{\omega^2 \rho_0 F \left(1 + \frac{q}{F}\right) l^3}{EI}. \quad (6)$$

Тогда $\varphi_1(\xi)$ можно представить в виде

$$\varphi_1(\xi) = A_1 V_1(r, \xi) + A_2 V_2(r, \xi) + A_3 V_3(r, \xi) + A_4 V_4(r, \xi) + \Phi(\xi), \quad (7)$$

где

$$\Phi(\xi) = \begin{cases} 0, & \xi < \xi_1 \\ \frac{p_1}{EI} V_1(r, (\xi - \xi_1)), & \xi > \xi_1 \end{cases}$$

V_1, V_2, V_3, V_4 — функции Крылова [4].

Решение второго уравнения (5) будет:

$$\varphi_2(\xi) = A_5 V_1(r, \xi) + A_6 V_2(r, \xi) + A_7 V_3(r, \xi) + A_8 V_4(r, \xi). \quad (8)$$

Использование граничных условий (3) позволяет определить коэффициенты A_1, A_2, \dots, A_8 .

В случае, когда на ротор действует распределенная периодическая нагрузка интенсивностью q_0 и частотой ω , все вышеприведенные соотношения сохраняются, лишь в выражении (7) функция $\Phi(\xi)$ получается в виде

$$\Phi(\xi) = -\frac{D_1}{r} V_2(r, \xi).$$

Так как весь спектр эксплуатационных нагрузок можно представить как совокупность сосредоточенных и равномерно распределенных периодических сил, то при вышеприведенной линейной постановке задачи суперпозицией находится функция прогиба ротора при любом сочетании нагрузок, тогда дальнейший расчет напряжений осуществляется известными соотношениями теории изгиба.

Для завершения расчета вибронадежности исходными выражениями являлись качественные зависимости, представленные на рис. 2. Во времени изменяются не только динамический прогиб ротора $w(t)$ и напряжения в роторе $\sigma(t)$, но и воздушный зазор между ротором и статором δ и предел упругости материала ротора $\sigma_u(t)$. Аппроксимируя представленные на рис. 2 зависимости $\delta = \delta(t)$ и $\sigma_u = \sigma_u(t)$ аналитическими функциями экспоненциального типа, получаем

$$\delta = a \exp(-\beta t), \quad \sigma_u = b \exp(-\gamma t). \quad (9)$$

Вибрационная надежность ротора по критериям сохранения прочности и жесткости для любого момента времени обеспечивается выполнением условий

$$|\delta_0 - y(0)| \left| \frac{K_1 \delta - y(t_0)}{\delta_0 - y(0)} \right|^{\frac{1}{\varepsilon}} < K_2 \delta, \quad z(t) \leq \varepsilon'' K_2 t_0^{\frac{1}{\varepsilon}}, \quad (10)$$

где ε' и ε'' — соответственно предел упругости материала ротора и и воздушный зазор в начальный момент времени; K_1 и K_2 — коэффициенты; $K_1 = 0,1$, $K_2 = 0,65 - 0,85$; t_0 — время, по истечении которого величина воздушного зазора становится меньше допустимого; t_0' — время, начиная с которого напряжения в роторе превышают предел упругости материала.

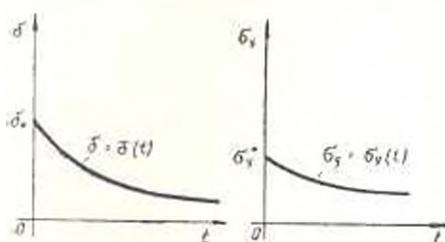


Рис. 3. Качественные изменения воздушного зазора и предела упругости материала ротора в зависимости от длительности эксплуатации АДММ.

Вероятность выполнения условий (10) за период эксплуатации t можно определить по формуле

$$P = P_1(t) \cdot P_2(t),$$

где

$$P_1(t) = P\{\delta(t) \leq K_1 \delta\};$$

$$P_2(t) = P\{z(t) \leq \varepsilon(t)\}.$$

Принимая, что плотности распределения вероятностей P_1 и P_2 имеют экспоненциальное распределение: $P_1 = \exp[-\lambda_1 y(t)t]$, $P_2 = \exp[-\lambda_2 z(t)t]$ и используя данные испытаний на надежность более 300 АДММ, проведенных в лаборатории надежности НИИэлектромаш, для величин интенсивности отказов были получены значения $\lambda_1 = 10^{-8}$, $\lambda_2 = 12,5 \cdot 10^{-8}$ при размерностях $y(t)$ и $z(t)$ соответственно $[мк]$ и $[кг \cdot м/м^2]$. Тогда вероятность безотказной работы $P(t)$ и долговечность ротора $T(t)$ в часах определяется формулами

$$P(t) = \exp\{-[y(t) + 12,5z(t)] \cdot 10^{-8} t\}, \quad (11)$$

$$T(t) = \frac{10^8}{y(t) + 12,5z(t)}.$$

Формулы (11) позволяют при известных значениях динамического прогиба и напряжений ротора определить показатели безотказности и долговечности ротора АДММ для произвольной наработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Артемья Г. Л. Исследование технологических напряжений короткозамкнутых роторов асинхронных электродвигателей малой мощности // Тр. I ИТК НИИэлектромаш. — Ереван, 1974. — ч. II. — С. 74—88.
2. Артемья Г. Л. К вопросу вибрационной надежности роторов асинхронных двигателей малой мощности // Изв. вузов. Электромеханика. — № 9. — 1989. — С. 43—49.

3. Артемьян Г. Я. Виброакустичность вращающихся двигателей малой мощности//Тез. докл. V Всесоюз. НТК «Динамические режимы работы электромашин и электроприводов». — Каунас, 1988. — Ч. 1 — С. 9—10.
4. Филиппов А. П. Колебания деформируемых систем. — М.: Машиностроение, 1970. — 734с.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLII, № 5, 1989, с. 213—218

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 620.194.8

М. Г. СТАКЯН, Г. А. МАНУКЯН

О ФОРМЕ КРИВОЙ КОРРОЗИОННОЙ УСТАЛОСТИ ПРИ СЛОЖНОМ НАГРУЖЕНИИ

Дана сравнительная оценка соответствия различных моделей коррозионно-усталостного разрушения реальному физическому процессу. Предложена модель в виде двух семейств кривых коррозионной усталости, имеющих разный наклон в области высоких и низких перенапряжений и точку перелома в области $N = 1-3 \cdot 10^6$ циклов. Проведены массовые испытания на коррозионную усталость при комбинированном действии циклически нормальных и статически касательных напряжений и произведено статистическое исследование параметров сопротивления усталости. Дана сравнительная оценка точности предложенной модели по сравнению с известными моделями и статической долговечности и показано, что её применение уточняет расчетные значения этих величин соответственно на 1,05—1,25 и 1,25—3,5 раз.

Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 7 назв.

Տրված է հոսողին լոցնումային բաղադրակ տարրեր մոդելների իրական ֆիզիկական պրոցեսին համապատասխանելու համեմատական գնահատականը Առաջարկված է մոդելի հոսողին լոցնումային կորիզի երկու բևեռներների տեսքով, որոնք բարձր և ցածր դիմադրականների գոտում սեղև տարրեր թեթևամոթյուններ և բեկման կետ $N = 1-3 \cdot 10^6$ ցիկլերի միջափայտում: Համասեղ գործող սրկային նորմալ և ստատիկ շոշափող բարտներին դեպքում հատարված է և հոսողին լոցնումային ցանցվածային փորձարկումներ և իրագործված է Լոցնումային դիտարկության պարամետրերի միջակայքական նետադրուսումը: Կատարված է անուշարկված մոդելի համաձայն համեմատական գնահատումը բազմ գնահատականային ստատիկ և սրկային երկաթակցություն և գույց է արված, որ դրանց նախանկան արժեքները մոդելի կիրառման դեպքում ճշգրտված է և նամտարտասխանարտը (1,05—1,25) և (1,25—3,5) անգամ:

Исследование сопротивления коррозионной усталости с целью уточнения расчетных методик на прочность и долговечность деталей машин, работающих в условиях коррозионных сред (прокатное, буровое и камнерезное оборудование, строительво-дорожные машины, морской и речной транспорт и др.), имеет важное народохозяйственное значение, т. к. коррозионные разрушения составляют около 30% из общего числа отказов в промышленности [1] и в связи с интенсивным освоением новых регионов страны, увеличением производительности машин и технологического оборудования имеют тенденцию роста.

Существующие математические модели, описывающие процесс коррозионно-усталостного разрушения деталей машин, не соответствуют современному уровню расчетных оценок характеристик сопротивления коррозионной усталости: в одних случаях они приводят к недооценке степени повреждаемости коррозионного воздействия, а в других — необоснованному завышению запасов прочности и долговечности, без надлежащей статистической оценки рассеяния результатов испытаний. Несмотря на значительный объем коррозионных испытаний, которые фактически выполнены без определенного системного подхода, описывающие их модели несовершенны, т. к. не учитывают всего многообразия протекания процессов разрушения и их взаимовлияния в широком интервале циклических долговечностей. В настоящее время существуют следующие типы моделей: а) ломаная и двойная ломаная [2] прямые в координатах $\sigma - \lg N$; б) прямая линия [3] в координатах $\lg \sigma - \lg N$, получившая наибольшее распространение.

Целью данной работы является уточнение формы и вида кривой коррозионной усталости с учетом разного характера протекания процессов разрушения и влияния переменного сложно-напряженного состояния (комбинированное действие циклически нормальных и статически касательных напряжений), свойственного реальным режимам нагружения валов передаточных механизмов. Для этого проведены массовые испытания на коррозионную усталость образцов из стали 45 ($d = 12$ мм, $r = 0,6$, нормализация, $\sigma_{0,2} = 680$ МПа, $\sigma_{-1} = 255$ МПа) на стенде, работающем по принципу замкнутого силового контура и снабженном специальной коррозионной камерой [4]. Испытано 160 образцов на 8 уровнях перенапряжений $\sigma_1 = 300, 270, 230, 200, 160, 140, 120$ и 100 МПа, охватывающих интервал долговечностей $N = 10^4 - 10^8$ циклов, который представляет практический интерес для инженерных расчетов.

Для разработки корректной математической модели и использования аппарата корреляционного и регрессионного анализа первоочередное значение имеет установление закона распределения $\lg N$ от уровня $\lg \sigma$, который до настоящего времени из-за длительности и трудоемкости реализации массовых коррозионных испытаний априори принимался гауссовским. Проверка «нулевой гипотезы» соответствия $\lg N$ нормальному закону произведена согласно комплексной вычислительной программе [5] и показано, что по критериям Шапиро-Уилка w , Колмогорова-Смирнова k , Пирсона χ^2 на уровне надежности вывода $\alpha = 0,05$ вариационные ряды $\lg N$ не противоречат нормальному закону распределения. Графическая интерпретация гипотезы нормального распределения представлена на рис. 1, откуда вытекает второе важное предположение — постоянство дисперсий $s_{\lg N}^2$ от уровня σ . Расчетная проверка однородности дисперсий рядов $\lg N$ по критерию Кофрена подтвердила условие $s_{\lg N}^2 = \text{const}$ на уровне $\alpha = 0,05$.

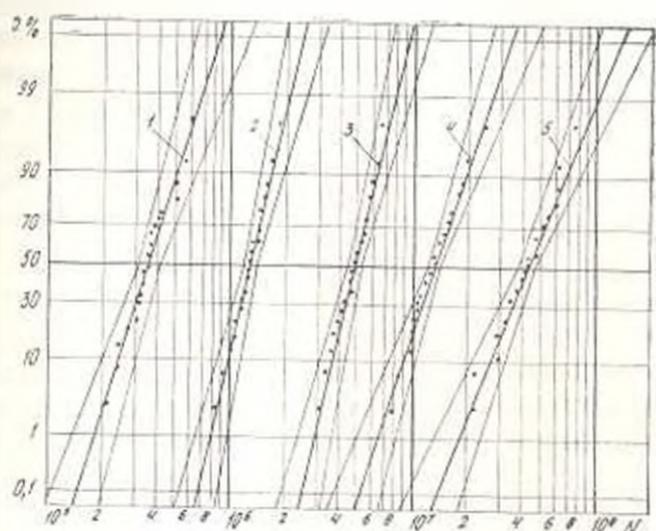


Рис. 1. Эмпирические функции распределения $\lg N$ и их 90%-ые доверительные границы для уровней перенапряжений: 1 — 300 МПа, 2 — 200 МПа, 3 — 140 МПа, 4 — 120 МПа, 5 — 100 МПа.

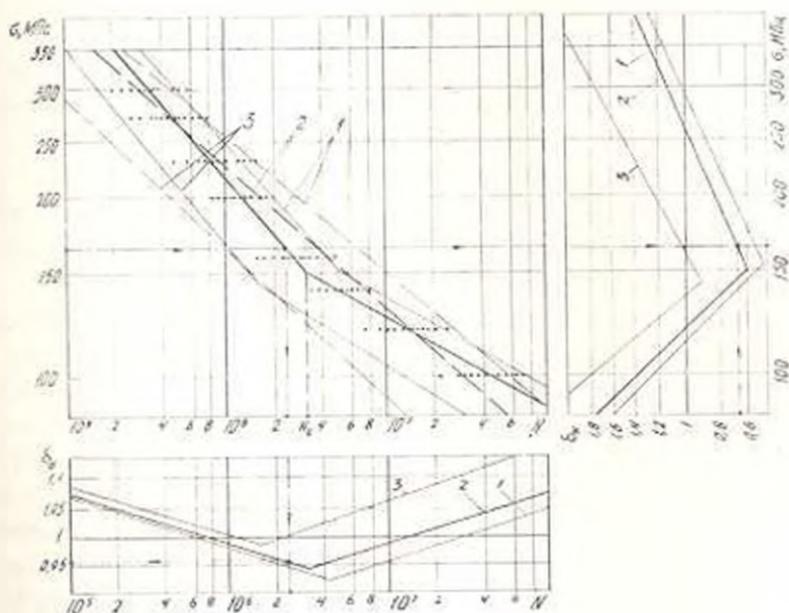


Рис. 2. Сравнительная оценка точности математических моделей. Критические усталости, рассчитанные: — — — согласно [3]; — — — по предложенной модели. Кривильные линии функций (1), (3), (4) соответствуют 1, 2, 3 — $P(N) = 0,1, 0,5$ и $0,999$.

Характер «естественного» рассеяния $\lg N$ по уровням $\lg \sigma$, вытекающий из природы коррозионно-усталостного разрушения конструкционных сталей (рис. 2), позволяет выбрать математическую модель в виде двух семейств кривых усталости описываемых параметрическим уравнением

$$\lg N = C - m \lg z, \quad (1)$$

где $C = \bar{C} - z_p (s_m \lg z = \lambda_{N_p})$, $m = \bar{m} + z_p s_m$, z_p — квантиль нормированной функции Лапласа, а остальные статистические параметры общеизвестны. Эти семейства имеют разный наклон и точку перелома между зонами долговечностей $N_1 < N_c$ и $N_1 > N_c$ ($N_c = 1 - 3 \cdot 10^6$ циклов), совпадающую с аналогичной точкой кривой усталости, полученной при испытании образцов в воздухе (исходная кривая). Приемлемость предложенной модели подтверждается известными теориями коррозионно-усталостного разрушения конструкционных сталей, преимущественно протекающими на разных уровнях σ — адсорбционно-электрохимической и электрохимической [2, 6]. При высоких σ , соответствующих $N = 10^7 - 10^8$, наблюдается интенсификация адсорбционных процессов из-за сдвигов в изначально существующих «активных» дефектах материала, что приводит к их увеличению и превращению в дальнейшем микро- и макротрещины. Рост дефектов ускоряется также за счет протекания электрохимических (анодных) процессов, действующих в зонах сдвигов и уже образованных микротрещин.

При низких σ , соответствующих $N = 10^7 - 10^8$, влияние адсорбционных процессов в зоне дефектов снижается, поэтому их рост и превращение в коррозионную трещину, в основном, происходит из-за электрохимических процессов, основанных на растворении металла в зоне концентрации напряжений или шероховатостей поверхности вследствие образования гальванической пары «дно трещины — наружная и боковые поверхности трещины».

Преобладающее влияние каждого из указанных процессов разрушения вызывает разный градиент развития микротрещин, что в конечном итоге проявляется в изменении наклона областей рассеяния $\lg N$ в зонах $N_1 < N_c$ и $N_1 > N_c$. Влияние статических касательных напряжений при высоких σ проявляется в упруго-пластическом деформировании тонких поверхностных слоев, а при низких σ — усилении общей напряженности этих слоев, что, не меняя общую закономерность протекания процессов коррозионного разрушения, приводит к изменению лишь наклона и размеров областей рассеяния $\lg N$. Проверка значимости выборочных коэффициентов корреляции и параметров уравнения (1) по критерию Стьюдента показала, что существует высокая корреляционная связь $\lg N$ на $\lg \sigma$ при рассмотрении результатов испытаний в разных зонах N . Это диктует необходимость их отдельной статистической обработки с целью точного определения доверительных границ, оцениваемых квантилями кривых усталости.

Описание результатов испытаний одним лишь семейством кривых усталости является упрощенной методикой, приносящей к неточностям при определении граници рассеяния $\lg N$, в связи с чем она может быть использована в определенном и ограниченном интервале долговечностей либо в приближенных расчетах. Выводы подтверждаются графическим построением семейств кривых усталости согласно [3] и по предложенной методике (рис. 2), а также сопоставлением параметров рассеяния $\lg N$ (таблица).

Таблица

Модели корр. разр.	$\lg N$	$\lg \sigma$	m	C	δ_{RN}	$[\sigma]$
1	6,5057	2,2275	4,2434	15,9579	0,1824	0,9687
2	$N_I < N_O$	5,9852	2,3435	13,9749	0,1315	9,9494
	$N_I > N_O$	6,9529	2,1073	20,1862	0,1426	0,9593

Для количественной оценки расхождения расчетных значений ограниченных пределов выносливости σ_{RN} и циклических долговечностей N определим относительные ошибки по прочности и долговечности

$$\delta_1 = \frac{\sigma_{RN1}}{\sigma_{RN2}}, \quad \delta_N = \frac{N_2}{N_1} \quad (2)$$

где индексами 1 и 2 указаны соответствующие величины, рассчитанные согласно [3] и по предложенной модели. Используя уравнения (1) для сопоставляемых расчетных схем, согласно [7] можно получить функции ошибок $\delta_1 = f_1[N, P(N)]$ и $\delta_N = f_2[\sigma, P(N)]$ ($P(N)$ — уровень доверительной вероятности неразрушения):

$$\lg \delta_1 = \left(\frac{C_2}{m_2} - \frac{C_1}{m_1} \right) - \left(\frac{1}{m_2} - \frac{1}{m_1} \right) \lg N = S - M \lg N; \quad (3)$$

$$\lg \delta_N = (C_2 - C_1) - (m_2 - m_1) \lg \sigma = \Delta C - \Delta m \lg \sigma. \quad (4)$$

Структура зависимостей (1)–(4) и их взаимосвязанность позволяют для графической интерпретации выполненных расчетных процедур строить номограмму в координатах $\sigma - N - \delta_1 - \delta_N$ и производить сравнительную оценку точности во всем интервале σ или N , используя в качестве параметра уровень $P(N)$ (рис. 2). Сопоставимые расчетные значения σ_{RN} и N совпадают при $N = (0,6-1,0) \cdot 10^6$ и $(1-2) \cdot 10^7$ циклов, а в интервале $2 \cdot 10^6 \leq N \leq 2 \cdot 10^7$ методика [3] дает завышенные результаты, не подкрепленные экспериментом ($\delta_1 = 0,92-0,98$ и $\delta_N = 0,52-0,95$). При $5 \cdot 10^7 \leq N \leq 5 \cdot 10^8$, соответствующем реальному сроку службы большинства типов машин, работающих в коррозионных средах, в связи с перемещением оптических

точек в область больших долговечностей и уменьшением наклона II участка кривой коррозионной усталости методика [3] дает необоснованно заниженные результаты: $\bar{\sigma}_t = 1,05-1,25$ и $\bar{\sigma}_x = 1,25-3,5$, причем высокие значения $\bar{\sigma}_t$ и $\bar{\sigma}_x$ соответствуют значению $P(N) = 0,999$, представляющему интерес для расчетов.

Проведенное исследование позволяет уточнить пределы использования той или иной модели коррозионного разрушения и вводом новой модифицированной модели добиться уточнения срока службы машин и снижения их материалоемкости на стадии проектирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Родивилл В. В. Исследование коррозии металлов под напряжением по потере длительной прочности: Учебн. пос.—М.: Изд-во МОПИ, 1981.—61 с.
2. Карпенко Г. В. Физико-химическая механика конструкционных материалов: Избр. тр.—К.: Наукова думка, 1985, Т. 1.—228 с.
3. Олейник Н. В., Масденко А. Н., Скляр С. И. Сопротивление усталости материалов и деталей машин в коррозионных средах.—К.: Наукова думка, 1987.—200 с.
4. А. с. 1317329 СССР, АIG OIA 17/00. Устройство для испытания на усталость в коррозионных средах/Н. В. Олейник, М. Г. Стакян, А. В. Вольчев, Г. А. Манукян (СССР).—№ 3848578/25—28; Заявл. 01.02.85, Оubl. 15.06.87, Бюл. № 22,—3 с.
5. Стакян М. Г., Осинесян Л. Г. Комплексное исследование сопротивления результатов механических испытаний нормальному закону распределения//Изв. вузов. Машиностроение.—1988.—№ 9.—С. 8—13.
6. Эванс Ю. Р. Коррозия и окисление металлов.—М.: Машигиз, 1962.—856 с.
7. Стакян М. Г., Манукян Г. А. Вероятностная оценка сопротивления усталости деталей, работающих в коррозионных средах//Теория и конструирование машин.: Междунар. тем. сб. науч. тр. по маш.—Ереван: Изд-во ЕрПИ, 1986.—С. 21—25.

ЕрПИ им. К. Маркса

10. 1. 1989

Изв. АН АрмССР (сер. III), т. XLII, № 5, 1989, с. 218—223.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.762

Г. Л. ПЕТРОСЯН, Г. К. АСКИДЖЯН, Г. В. МУСАЕЛЯН

МЕТОДИКА УЧЕТА УПРОЧНЕНИЯ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ПРОЦЕССОВ ПРОКАТКИ ПОРИСТЫХ ЗАГОТОВОК

С помощью метода тонких сеточек и теории пластичности реальных пористых материалов получена система уравнений, которая позволяет определить компоненты напряженно-деформированного состояния прокатываемой спеченной заготовки. Предлагаемое решение позволяет сформулировать методику учета упрочнения на основании получения и использования диаграммы деформирования спеченного материала.

Приведены численные данные решения задачи для различных значений пористости материала и коэффициентов трения между валками и прокатываемым материалом. Результаты сопоставлены как между собой, так и с данными известного в литературе решения задачи прокатки беспористого материала.

Ил. 2. Библиогр.: 6 назв.

Աշխատանքում բարակ կտրվածքների մեթոդի և իրական մակրոակն նյութերի պլաստիկության տեսության հիման վրա ստացվել է նախասարմաների նամակարգ, որը նախադրություն է ապին որոշելու գլանվոր մակրոակն նախապատրաստվածքի շարվածային դեֆորմացիան վիճակը: Առաջարկվող լուծումը նախադրություն է ապին նյութի դեֆորմացման կորի ստացման և կիրառման հիման վրա մեկերայի ամրացումը նազի առող մեթոդիկան:

Նյութի ստրուկտուրայի մակրոակնության և պլաստիկության ու գլանվոր նյութի վրա շինման գործակիցների նամար սերված են թվային արժեքներ: Արդյունքները նամակատված են ինչպես իրար հետ, այնպես էլ գրականության մեջ նա նյութի նամար ստացված տվյալների հետ:

При прокатке порошковых материалов на силовые и кинематические параметры процесса существенное влияние оказывает величина пористости материала. Поэтому для решения задачи прокатки спеченных заготовок важным является разработка математической модели, позволяющей учитывать влияние пористости материала. Решению указанной задачи посвящены работы [1, 2]. Однако вопросы учета упрочнения и реальной пористости материала при прокатке спеченных материалов изучены недостаточно полно.

Целью настоящей работы является разработка методики учета упрочнения материала при исследовании напряженно-деформированного состояния пористой плоской заготовки при прокатке, используя теорию пластичности реальных пористых материалов [3], основные зависимости которой имеют следующий вид:

$$\sigma_{\text{экв}} = \frac{1}{\beta^{2n+0.5}} \left(\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} + 9\alpha^n \sigma_0^2 \right)^{1/2}; \quad (1)$$

$$d\bar{\varepsilon}_{\text{экв}} = \beta^{2n-0.5} \left(\frac{2}{3} de_{ij} de_{ij} + \frac{2\alpha^n}{2m} \right)^{1/2}; \quad (2)$$

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{3d\bar{\varepsilon}_{\text{экв}}}{2\sigma_{\text{экв}} \beta^{2n}} \sigma_{ij} - (1 - 2\alpha^n) \delta_{ij} \sigma_0; \quad (3)$$

$$d\sigma = \frac{9\alpha^n (1 - \nu) \sigma_0 d\varepsilon_{\text{экв}}}{\beta^{2n} \sigma_{\text{экв}}}. \quad (4)$$

где $\sigma_{\text{экв}}$, $d\bar{\varepsilon}_{\text{экв}}$ — эквивалентные напряжение и приращение пластической деформации; S_{ij} , σ_{ij} и de_{ij} , $d\varepsilon_{ij}$ — компоненты девиаторов и тензоров напряжений и приращений пластических деформаций; $\sigma_0 = \delta_{ij} \sigma_{ij} / 3$ — среднее напряжение; $d\varepsilon_0 = \delta_{ij} d\varepsilon_{ij} / 3$ — приращение средней деформации; δ_{ij} — символ Кронекера; m и n — параметры пористости; α , β — функции пористости v [4]:

$$\alpha = \frac{v}{2(1-v)}, \quad \beta = (1-v)^m. \quad (5)$$

Для решения поставленной задачи используем метод тонких сечений (рис. 1) [5], согласно которому для главных напряжений σ_1 , σ_2 , σ_3 и приращений соответствующих деформаций имеем:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_x; & \sigma_2 &= \sigma_y; & \sigma_3 &= \sigma_z = -p; \\ d\varepsilon_1 &= d\varepsilon_x; & d\varepsilon_2 &= d\varepsilon_y; & d\varepsilon_3 &= d\varepsilon_z, \end{aligned} \quad (6)$$

где p —нормальное давление металла на валки.

Заменяя дугу окружности валика параболой и считая, что угол α мал, уравнение равновесия элемента приводим к следующему виду:

а) для зоны отставания —

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{2x(\sigma_x + p) - \mu p R}{R h_1 + x^2}, \quad (7a)$$

б) для зоны опережения —

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{2x(\sigma_x + p) + \mu p R}{R h_1 + x^2}, \quad (7b)$$

где R — радиус валика; h_1 — высота заготовки после прокатки; h — текущая высота заготовки в очаге деформации; μ — коэффициент трения.

При плоском деформированном состоянии $d\varepsilon_z = 0$, а приращение деформации по направлению оси OY определяется уравнением

$$d\varepsilon_y = \frac{dh}{h} = -2 \frac{x}{R h_1 + x^2} dx. \quad (8)$$

Используя зависимости (3), (4) и условие (8), получаем

$$\frac{d^2 \sigma_x}{dx^2} = \frac{4x^2 \sigma_x^{2m-2} \mu p}{(R h_1 + x^2) \left[3p - \frac{3(1-2\sigma_x^m)}{2(1+x^m)} (\sigma_x - p) \right]}. \quad (9)$$

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{12x(1-\sigma_x)(\sigma_x - p)}{(R h_1 + x^2) [p(1+4x^m) + \sigma_x(1-2x^m)]}. \quad (10)$$

Из выражения (10) устанавливаем

$$\begin{aligned} p &= - \frac{1 - \sigma_x^m - 2x^m}{1 + 5x^m + 4x^{2m}} \sigma_x + \\ &+ \left[\left(\left(\frac{1 - \sigma_x^m - 2x^m}{1 + 5x^m + 4x^{2m}} \right)^2 - 1 \right) \sigma_x^2 + \frac{8x^{2m+1} (1 + \sigma_x^m)^2 \sigma_{\text{зкл}}}{6(1 + 5x^m + 4x^{2m})} \right]^{1/2}. \end{aligned} \quad (11)$$

Таким образом, дифференциальные уравнения (9), (10), (7а) или (7б) с уравнениями (5) и (11) составляют систему уравнений для определения компонентов напряженно-деформированного состояния заготовки соответственно в зонах отставания и опережения.

При решении этих уравнений необходимо использовать также диаграмму деформирования материала

$$\sigma_{\text{зад}} = \Phi \left(\int d\varepsilon_{\text{зад}} \right). \quad (12)$$

Система соответствующих уравнений для зон опережения и отставания решается численным методом. Задаются начальные условия при $x = l$ (рис. 1):

$$\sigma_x = \sigma_{x0}, \quad v = v_{x0}, \quad \Delta \varepsilon_{\text{зад}} = 0.$$

Затем для первого приближения фиксируется место нейтрального сечения $x_c = x_{c1}$ ($0 \leq x_c \leq l$) и соответствующим численным методом решается система дифференциальных уравнений (7а), (9), (10) с уравнениями (5), (11) и (12). После чего найденные результаты для сечения $x_c = x_{c1}$ принимаются как начальные условия для зоны опережения и аналогичным образом решается система дифференциальных уравнений (7б), (9), (10) с уравнениями (5), (11) и (12) для зоны опережения. Цикл продолжается до тех пор, пока не будет найдено такое значение $x_c = x_{cN}$, для которого выполняется условие $\sigma_{x1} = \sigma_{x0}$ при $x = 0$. Если передние и задние натяжения отсутствуют, то $\sigma_{x1} = \sigma_{x0} = 0$.

В тех случаях, когда диаграмма деформирования материала не представлена в виде выражения (12), возникают трудности точного учета упрочнения материала и задача решается приближенно. Приведем одну методику учета реального упрочнения материала, позволяющую сопоставить результаты различных решений между собой.

Для этого сначала была решена задача прокатки компактного материала при $\sigma_0 = 0$ ($\lambda = 0$, $\xi = 1$). Было принято также [6], что $R = 250$ мм, $h_1 = 1,3$ мм, $h_2 = 1,9$ мм, $\mu = 0,08$, $l = 12,25$ мм.

Подобно [6] рассматривается прокатка заготовки из малоуглеродистой стали 08 Кп, диаграмма деформирования которой в [6] была аппроксимирована следующей зависимостью:

$$\sigma_{\text{зад}} = \sigma_{s1} + \frac{\sigma_{s1} - \sigma_{s0}}{R^2} x^2, \quad (13)$$

где $\sigma_{s0} = 475$ МПа — напряжение текучести материала в начале прокатки данного прохода и $\sigma_{s1} = 590$ МПа — после прокатки — определялись в [6] опытным путем.

Как известно, упрочнение материала непосредственно связано с деформациями материала, хотя уравнение (13) это наглядно не показывает. Но, имея ввиду то обстоятельство, что деформация ε свя-

зана с текущей координатой x некоторой функцией, зависящей от вида контактной линии материала и вала, с помощью уравнения (13) устанавливается связь между $\varepsilon_{\text{окн}}$ и $\sigma_{\text{в}}$. Такая зависимость использовалась в [2, 3] для учета упрочнения пористого материала. Однако, эти решения не учитывают влияния на упрочнение деформация ε_x ($\varepsilon_x = 0$). Следовательно, такой подход не является универсальным и для учета влияния пористости на упрочнение материала необходимо каждый раз в зависимости от начальной пористости материала иметь новые опытные данные.

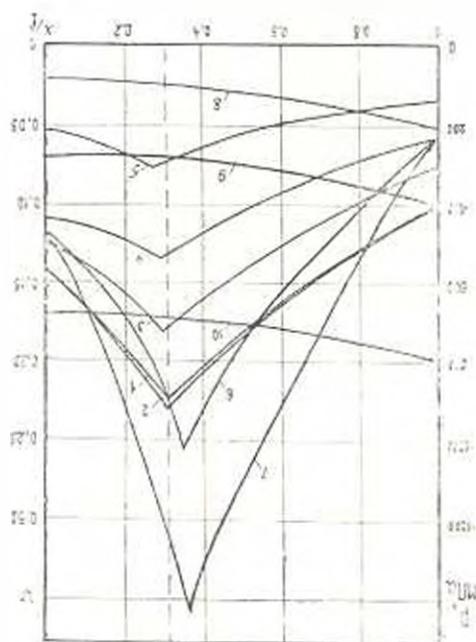


Рис. 2 Кривые распределения пористости материала и нормальных давлений при прокатке.

Так как представленное решение исходит из единой кривой деформирования материала (12), то целесообразным является уравнение (13) представить в виде (12). Это возможно, если использовать решение задачи компактного материала на основании уравнения (13). При этом, на зависимостях (7а), (7б), (9) и (11) совместно с компонентами напряженно-деформированного состояния заготовки определяется и распределение величины $\int \bar{d\varepsilon}_{\text{окн}}$ по оси x . По полученным значениям $\int \bar{d\varepsilon}_{\text{окн}}$ и соответствующим значениям $\sigma_{\text{окн}}$ была аппроксимирована диаграмма деформирования материала в следующем виде:

$$\sigma_{\text{окн}} = \sigma_{\text{н0}} + b \int \bar{d\varepsilon}_{\text{окн}} + c \left(\int \bar{d\varepsilon}_{\text{окн}} \right)^2 \quad (14)$$

де $\sigma_{\text{н0}} = 475 \text{ МПа}$; $b = 31 \text{ МПа}$, $c = -10 \text{ МПа}$.

На рис. 2 кривыми 1, 3, 4, 5 показаны распределения нормального давления по длине прокатки материалов с начальными пористостями—0, 0,05, 0,1, 0,2 (кривая 2 соответствует танним [6]).

Как видно из рис. 2, при увеличении пористости положение нейтрального сечения незначительно перемещается в направлении выхода металла из валков. Задача решалась также для значения коэффициента трения $\mu = 0,15$ (кривая 6) и $\mu = 0,2$ (кривая 7) при $\alpha = 0,1$. При увеличении величины μ увеличивается максимальное нормальное давление и положение нейтрального сечения приближается к сечению входа металла в валки. Полученное решение позволяет также определить распределение пористости в зоне деформирования и установить пористость заготовки прокатки (кривые 8, 9, 10).

Таким образом, анализом напряженно-деформированного состояния спеченной заготовки при прокатке показано, что предложенная методика учета упрочнения материала описывает реальную картину деформирования материала. Ее можно использовать и в тех случаях, когда диаграмму деформирования материала обычным методом невозможно построить.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мисихин А. М. Напряжение в очаге деформации при холодной прокатке пористых материалов//Порошковая металлургия.—1977.—№ 3.—С. 20—25.
2. Радченко К. М. Контактные напряжения при уплотняющей прокатке//Порошковая металлургия.—1972.—№ 9.—С. 8—13.
3. Петросян Г. Л. Пластическое деформирование порошковых материалов.—М.: Металлургия, 1988.—152 с.
4. Тучинский Л. И., Скороход В. В. Условие пластичности пористых тел//Порошковая металлургия.—1978.—№ 11.—С. 10—13.
5. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е. Теория продольной прокатки.—М.: Металлургия, 1980.—319 с.
6. Третьяков А. В. Теория, расчет и исследование стянов холодной прокатки.—М.: Металлургия, 1966.—255 с.



рузна, необходимая для циклической деформации при амплитуде $2\Delta\varepsilon = 0.5\%$, оказалась несколько ниже статического предела текучести, а при всех остальных амплитудах нагрузки были намного выше статического предела текучести.

Циклическая деформация с амплитудой $2\Delta\varepsilon = 0.5\%$ даже при большом числе циклов ($N = 500$) не приводит к видимым металлографически структурным изменениям. Электронно-микроскопически наблюдается некоторое увеличение плотности дислокаций, образование обрванных дислокационных границ и небольшого количества α -мартенсита, а также одиночных и групповых дефектов упаковки. Анализ микроэлектроннограмм указывает на наличие ϵ -фазы (метастабильная гексагональная фаза, известная как ϵ -мартенсит). Рентгеновские исследования методом микропучков показывают, что угол разориентировки фрагментов кристаллической решетки по сравнению с исходным увеличивается незначительно (табл. 1), при аналогичном изменении твердости $HV = 1510 \text{ МПа}$.

Таблица 1
Влияние амплитуды циклической деформации на разориентировку кристаллической решетки стали X18H10T

Амплитуда деформации $2\Delta\varepsilon, \%$	Число циклов N	Угол разориентировки $\alpha, \text{ мин}$
Исходное состояние		28
0,5	50	34
0,5	500	31
1	50	45
1	2000	68
2	5	51
2	50	68
2	474	103
5	30	103
5	72	Сплошная линия

Исследуемая сталь X18H10T в исходном состоянии обладает средней по величине энергией дефекта упаковки $(4-5) \cdot 10^{-6} \text{ Дж/см}^2$, что соответствует литературным данным для промышленных сталей этого состава при 20°C . После испытания при $2\Delta\varepsilon = 0.5\%$, $N = 500$ циклов наблюдается некоторое снижение энергии дефектов упаковки, о чем свидетельствует увеличение величины расщепления как одиночных дислокаций, так и тройных дислокационных узлов, а также образование ϵ -фазы.

При увеличении амплитуды циклической деформации, начиная с амплитуды $2\Delta\varepsilon = 1\%$, отчетливо проявляются структурные изменения

внутренних слоев металла. Наблюдается увеличение общей плотности дислокаций и образуется ячеистая структура, которая при малом числе циклов (5—10) выражена слабо, а при большом (2000) — довольно отчетливо (рис. 1), хотя она образуется избирательно и очень неравномерно распределяется по образцу, в связи с чем можно выделить три разновидности структуры.



Рис. 1. Ячеистая структура, образовавшаяся после циклической деформации мелкозернистой стали X18H10T при 20°C ($2\Delta\epsilon = 2\%$, $N = 2000$ циклов), $\times 2500$.



Рис. 2. Микроструктура крупнозернистой стали X18H10T после циклической деформации при 20°C ($2\Delta\epsilon = 2\%$, $N = 1970$ циклов), $\times 300$.

В первом случае наблюдается незначительное возрастание плотности дислокаций с их постепенным группированием в скопления. Во втором случае плотность дислокаций и количество их скоплений возрастает, а в третьем случае обнаруживаются ячейки с высокой плотностью дефектов внутри. Угол разориентировки фрагментов кристаллической решетки по сравнению с исходным растет более чем в два раза (табл. 1). Деформационный мартенсит имеет дислокационный характер и образуется в незначительных количествах (1—2%), а твердость растет от $HV = 1300$ МПа до $HV = 1820$ МПа. При увеличении амплитуды до $2\Delta\epsilon = 2\%$, структурные изменения в стали X18H10T становятся видимыми металлографически — уже при небольшом числе циклов ($N = 5$) видны следы деформации в некоторых зернах. Электроно-микроскопические исследования показывают, что при этом в некоторых зернах образуется ячеистая структура с размером ячеек от 0,8 до 2 мкм, угол разориентировки фрагментов кристаллической решетки растет почти в два раза (табл. 1). С увеличением числа циклов количество зерен, в которых наблюдаются следы циклической деформации, увеличивается. К моменту разрушения крупнозернистого образца при $2\Delta\epsilon = 2\%$ и $N = 1970$ циклов наблюдаются значительные структурные изменения.

Металлографически видны двойники деформации, разнообразные линии скольжения, мартенсит деформации (рис. 2), количество которого составляет 12%, неравномерность деформации сохраняется, увеличивается плотность дислокаций и образуется ячеистая структура с размерами ячеек от 0,5 до 1 мкм. Угол разориентировки фрагментов

кристаллической решетки увеличивается почти в 4 раза (табл. 1), о чем свидетельствует увеличение азимутального размытия рефлексов на электронограммах. Твердость растет в 2,5 раза, достигая до $HV = 2440 \text{ МПа}$.



Рис. 3. Образование дисперсной ячеистой структуры при циклической деформации крупнозернистой стали X18H10T при 20°C ($2\Delta\epsilon = 5\%$, $N = 3$ цикла), $\times 25000$.



Рис. 4. Образование пакетного мартенсита при циклической деформации крупнозернистой стали X18H10T при 20°C ($2\Delta\epsilon = 5\%$, $N = 115$ циклов), $\times 25000$.

Структурные изменения слабо зависят от размера зерен, но количество мартенсита деформации в мелкозернистых образцах при разрушении в 4 раза больше (46 %) и они выдерживают в 4 раза меньше циклов ($N = 474$) по сравнению с крупнозернистыми ($N = 1970$). Одновременно в мелкозернистых образцах увеличивается количество двойников деформации. При дальнейшем увеличении амплитуды деформации до $2\Delta\epsilon = 5\%$ структурные изменения наблюдаются еще при меньшем числе циклов нагружения. При $N = 3$ цикла в отдельных зернах металлографически видны следы скольжения, увеличивается разориентировка между фрагментами кристаллической решетки, существенно возрастает плотность дислокаций, которая формирует очень мелкую структуру типа ячеистой с размерами ячеек $0,5 \text{ мкм}$ и менее (рис. 3), а твердость увеличивается более чем в 1,5 раза. С увеличением числа циклов увеличивается число зерен, подвергнутых деформационным изменениям. Разориентировка фрагментов кристаллической решетки растет в 4 раза, увеличивается плотность дислокаций внутри ячеек (при $N = 72$, $\rho = 10^{10} - 10^{12} \text{ см}^{-2}$) и образуется мартенсит деформации при ($N = 35$, $\alpha = 2\%$). Предельное число циклов до разрыва при амплитуде $2\Delta\epsilon = 5\%$ для крупнозернистых образцов составляет $N = 115$ циклов. Внутренние слои образца независимо от размера зерна подвержены сильным структурным изменениям: отчетливо наблюдается густая сетка линий скольжения нескольких направлений, образуется ячеистая структура в виде пакетов ячеек, вытянутых в одном направлении. Во многих аустенитных зернах виден мартенсит деформации в виде пакетов (рис. 4), а также ϵ -фаза. Твердость растет в 2,5 раза, доходя до $HV = 255 \text{ МПа}$.

При этом количество мартенсита деформации при $N = 70$ циклов в мелкозернистых образцах составляет 36%, а в крупнозернистых—4%.

Это свидетельствует о том, что границы зерен, являясь местами локальной концентрации микронапряжений, при циклической деформации играют важную роль в образовании мартенсита деформации. Отметим, что описанные выше структурные изменения имеют тот же характер, что и при мягком нагружении [4]. Полученные результаты могут использоваться при прогнозировании свойств и определении режимов эксплуатации изделий из стали X18H10T, работающих в условиях циклических нагружений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Арутюнян В. М. Микроскопическая структура // УФМ.—М.: Металлургияиздат.—1960.—Т. 6.—С. 283—316.
2. Галчицкая С. В. Теория вероятностей и механическая статистика.—М.: Высш. школа, 1972.—185 с.
3. Зенченко В. В. Рентгенография в физическом металловедении.—М.: Металлургияиздат, 1961.—368 с.
4. Аветисян Ю. А., Горбач В. Г., Волосевич И. Ю., Мкртчян О. А. Структурные изменения стали X18H10T при циклическом деформировании с мягким нагружением // Изв. АН АрмССР. Сер. ТН.—1988.—Т. XLII, № 5.—С. 11—16.

ЕрИИ им. К. Маркса

20, XI, 1987

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLII, № 5, 1989, с. 228—233

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

УДК 69.057.45

Р. А. КОТИКЯН, К. А. СААКЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОГИБОВ И ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЯДЕР ЖЕСТКОСТИ МНОГОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЙ ПРИ МАЛОЦИКЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ

Приводятся результаты исследования прогибов и трещиностойкости железобетонных ядер жесткости многоэтажных зданий при малоцикловом нагружении. Эксперименты показали, что предварительное малоцикловое нагружение моделей до 60 циклов при расчетной нагрузке практически не влияет на их несущую способность, но оказывает существенное влияние на прогибе верха и ширину раскрытия трещин. С увеличением числа циклов кривая прогибов претерпевает как качественное, так и количественное изменение. Прогиб верха увеличивается до 30%.

Ил. 2. Табл. 2. Библиогр.: 3 назв.

Բերվում են բարձրահարկ շենքերի կոշտության միջուկների ճկվածքների և ճարձկայունության փորձարարական հետազոտության արդյունքները սակավացիկային բեռնավորման դեպքում: Փորձերը ցույց են տվել, որ հաշվարկային բեռով սակավացիկային բեռնավորումը մինչև 60 ցիկլ չի փոքրացնում կոշտության միջուկների թափալոց ուժը երանց ստատիկ բեռնավորման դեպքում: Հաշվարկային բեռով սակավացիկային բեռնավորումը մինչև 60 ցիկլ

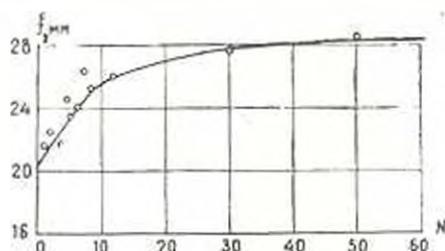
Ազգային հաշտության միջոցների վերին նկվածքների և նաբերի լայնությունների վրա: Ճակերի թվի մեծացման ժամ նկվածքների հորը ենթարկվում է ինչպես քանակական, այնպես էլ որակական փոփոխման: Վերին նկվածքը մեծանում է մինչև 30%-ով: Էստրև մեծանում են նաև բոլոր տեսակի նաբերի լայնությունները:

В настоящей работе излагаются результаты экспериментального исследования прогибов и трещиностойкости железобетонных ядер жёсткости многоэтажных зданий, представляющих собой монолитную полую тонкостенную конструкцию замкнутого поперечного сечения с проемами, регулярно расположенными в пределах каждого этажа, при горизонтальном малоцикловом нагружении. Эти конструкции являются основными несущими элементами многоэтажных зданий, воспринимающих горизонтальные нагрузки, в том числе сейсмические. При малоцикловом нагружении железобетонных ядер жёсткости многоэтажных зданий трещины на растянутой зоне в очередном полуцикле могут полностью не закрываться, в результате чего максимальные прогибы полуциклов будут неодинаковыми (имеют место остаточные прогибы). Поэтому исследование проводилось в режиме «мягкого» нагружения ($P = \text{const}$), который в отличие от «жёсткого» нагружения исключает релаксацию напряжений и даёт простой способ непосредственного определения напряжений в образце.

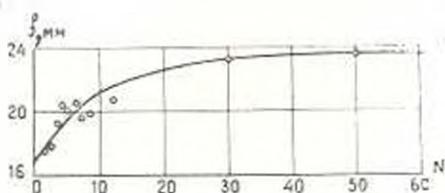
Объектом исследования является пространственное железобетонное ядро жёсткости (с тремя проемами на каждом этаже) 16-этажного жилого здания, возводимого методом подъема перекрытий. Характерной особенностью проектов таких зданий является форма ядра жёсткости с наружным контуром в виде правильного многоугольника. Эксперименты проводились на четырех крупномасштабных железобетонных моделях ядер жёсткости (М-1-Ю), осуществленных с использованием принципа простого механического подобия [1]. Две модели (М-1-С и М-2-С) были испытаны при статическом одностороннем действии нагрузок с доведением образцов до разрушения, а две модели (М-1-Ц и М-2-Ц) — при малоцикловом нагружении. Поперечная нагрузка при моделировании представлена в виде сосредоточенных сил, приложенных в центрах тяжести равновеликих по площади фигур, на которых была разбита площадь треугольной эпюры внешних горизонтальных сил (рис. 1). В табл. 1 приводятся основные прочностные и деформативные характеристики бетона и арматуры, применяемых в моделях.

Испытания проводились на специальном стенде [2] с двумя силовыми системами полинастов, обеспечивающими приложение горизонтальной нагрузки на модель поочередно в противоположных направлениях. До испытания с помощью специального устройства [2] создавалась дополнительная вертикальная нагрузка, обеспечивающая подобие гравитационных сил оригинала и модели. Нагружение и разгрузка моделей осуществлялась ступенчато с шагом 0,1 от внешней горизонтальной нагрузки $P_{\text{грав}}$.

При малоцикловых испытаниях предварительно модели нагружались односторонним действием горизонтальной нагрузки до момента, когда напряжения в наиболее растянутой арматуре достигали предела текучести, и далее при этой амплитуде внешней горизонтальной



а.



б.

Рис. 1. Прибыль верха модели и зависимости от числа циклов малоциклового нагружения: при нагрузках: а) $+1,1P$; б) $-1,1P$.

Таблица 1

Марка модели	Вид нагружения	Кубковая плотность бетона, МПа	Начальный модуль упругости бетона, МПа	Процент армирования протекторов в заделке		Разрушающая нагрузка в долях от расчетной, $P/P_{расч.}$
				продольной арматуры	поперечной арматуры	
М-1-С	статический	23,5	228			2,23
М-2-С	статический	27,3	191	1,6	0,28	2
М-1-Ц	малоцикловый	27,7	212			2,2
М-2-Ц	малоцикловый	21,3	205			2,4

нагрузки производились испытания. Прямыми измерениями было установлено, что величина нагрузки, при которой напряжение в крайней продольной растянутой арматуре моделей достигало предела текучести, составляет $1,1 P_{расч}$. Как известно, при землетрясениях на здания действует знакопеременные горизонтальные сейсмические нагрузки. Анализ более 190 землетрясений с интенсивностью 6—9 баллов, происшедших в Америке, Японии и Индии [3] показал, что их преобладающий период как правило, не меньше 0,2 с, что соответствует

частоте 5 Гц. Анализ характерных акселерограмм этих землетрясений показал также, что их длительность с преобладающим периодом не превышает 10 с (очень редко до 15 с), т. е. число циклов примерно равно 50. В настоящих исследованиях база испытаний была принята с определенным запасом, $N = 60$.

Испытания проводились при значении коэффициента асимметрии цикла $r = -1 \left(r = \frac{P_{\min}}{P_{\max}} \right)$. Продольные деформации в бетоне и арматуре по высоте ствола измерялись с помощью тензорезисторов и индикаторов часового типа с ценой делений 0,001 мм на базе 300 мм. Горизонтальные перемещения ствола модели определялись прогибомерами Листова с погрешностью 0,01 мм. Ширину раскрытия трещин в бетоне измерялись портативным микроскопом типа «Мир-2» с точностью 0,05 мм.

Проведенными сравнительными испытаниями установлено, что предварительное малоцикловое нагружение моделей в 60 циклов при $1,1 P_{\max}$ практически не влияет на их несущую способность (табл. 1), но оказывает существенное влияние на прогибы верха ствола ядра жёсткости (рис. 1). После 50 циклов увеличение прогибов составляет, примерно 30% от величины прогиба при первом цикле нагружения. Нарастание прогиба наблюдается при первых 15 циклах малоциклового нагружения, после чего интенсивность его роста падает. Из рис. 1 видно также, что значения прогибов при положительных полуциклах намного больше, чем при отрицательных. Объясняется это тем, что после первого положительного полуцикла появляются остаточные прогибы, т. е. при «мягком» нагружении амплитуда полуциклов не одинакова.

На рис. 1 сплошными линиями показаны расчетные кривые прогибов при нагрузках $\pm 1,1 P_{\max}$ в зависимости от числа циклов малоциклового нагружения, рассчитанные по формулам

$$f(N) = 20 - 8,2(1 - e^{-0,215N}), \quad (1)$$

$$i(N) = 17 + 6,8(1 - e^{-0,15N}). \quad (2)$$

Как видно, экспоненциальная функция достаточно хорошо описывает эксперимент, поскольку обеспечивает достаточную сходимость с его результатами. При малоцикловом нагружении железобетонных ядер жёсткости трещины достигают своего максимального значения после определенного цикла и с дальнейшим их увеличением ширина раскрытия этих трещин не увеличивается. Одновременно с ним открываются новые трещины. В табл. 2 приведена динамика раскрытия и развития трещин.

На рис. 2 приведены экспериментальные кривые прогибов свободного конца железобетонных моделей ядер жёсткости в зависимости от интенсивности поперечной нагрузки. Одна из моделей испытана только при одностороннем действии внешней статической нагрузки

(модель М-1-С), а другая — тем же, но после 60 циклов знакопеременного нагружения (модель М-1-Ц). Как видно, прогибы верха модели М-1-С до нагрузки $P/P_{расч} \approx 1,5$ существенно меньше, чем соответствующие прогибы модели М-1-Ц. С дальнейшим увеличением внешней горизонтальной нагрузки наблюдается обратное явление, что связано с физической природой малоциклового нагружения и образовавшейся при этом каргиной раскрытия трещин. Поэтому прогибы модели М-1-Ц при низких уровнях горизонтальной нагрузки существенно больше, чем у образца-близнеца, испытанного только статической

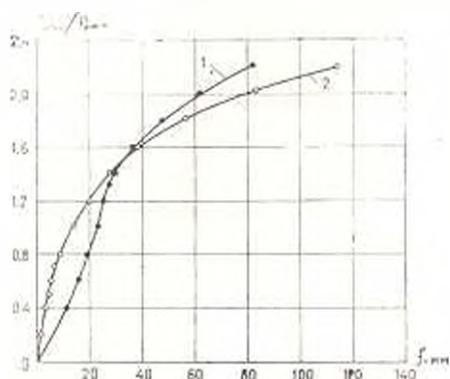


Рис. 2. Прогибы свободных концов моделей при различной интенсивности поперечной нагрузки: 1 — модель М-1-Ц; 2 — модель М-1-С

Таблица 2

Ширина раскрытия и количество трещин, нормальных и наклонных к продольной оси ствола и в углах проемов моделей М-1-Ц

№ цикла	Ширина трещин при нагрузках						Число трещин при нагрузках						
	+1,1P _{расч.}			-1,1P _{расч.}			-1,1P _{расч.}			+1,1P _{расч.}			
	a _{т.норм.} мм	a _{т.накл.} мм	a _{т.угл.} мм	a _{т.норм.} мм	a _{т.накл.} мм	a _{т.угл.} мм	a _{т.норм.} шт.	a _{т.накл.} шт.	a _{т.угл.} шт.	a _{т.норм.} шт.	a _{т.накл.} шт.	a _{т.угл.} шт.	
1	0,2	0,1	0,1	0,2	0,1	0,05	18	5	22	11	13	28	
2	0,2	0,15	0,1	0,2	0,1	0,05	19	5	22	11	13	26	
3	0,2	0,15	0,1	0,2	0,1	0,05	19	5	22	11	13	26	
50	0,45	0,2	0,2	0,2	0,15	0,15	19	5	22	13	14	26	
61	—	—	—	0,25	0,15	0,15	—	—	—	—	13	14	28

нагрузкой. С дальнейшим увеличением внешней нагрузки физическая природа развития трещин в этих моделях различаются друг от друга. При статическом испытании модели М-1-С, по мере увеличения внешней горизонтальной нагрузки ширина раскрытия всех видов трещин увеличивается, одновременно открываются и развиваются новые трещины и как в обычной железобетонной конструкции, увеличиваются прогибы. При испытании модели М-1-Ц, которая до этого подвергалась

лась малоцикловой знакопеременной нагрузке до 60 циклов, происходит другое явление: ступенчатое увеличение внешней нагрузки не приводит к существенному увеличению ширины раскрытия всех видов трещин. Экспериментально получено, что при высоких уровнях нагружения ($P/P_{разр} > 1.5$) более интенсивно развивается ширина раскрытия одной-двух трещин, по которым и происходит разрушение модели, а ширина раскрытия остальных трещин (более 10) по мере увеличения внешней нагрузки меняется незначительно и при разрушающей нагрузке не превышает 0,2 мм. Этим и объясняется то обстоятельство, что прогибы модели М-1-Ц при более высоких уровнях нагружения значительно меньше, чем прогибы модели М-1-С.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Назаров А. Г.* О механическом подобии твердых деформируемых тел (в теории моделирования).—Ереван: Изд-во АН АрмССР, 1965.—348 с.
2. *Савва А. О., Саакян Р. О., Шахназарян С. Х.* Стенд для испытания конструкции. Авторские свидетельства № 654871 «Бюллетень изобретений», 1979, № 12.
3. *Назаров А. Г., Дарбинян С. С.* Основы количественного определения интенсивности сильных землетрясений.—Ереван: Изд-во АН АрмССР, 1974.—165 с.

ПЭКТИ

15. I. 1988

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XI II, № 5, 1989, с. 233—

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

УДК 534.833

Ю. А. ГАСПАРЯН, Ю. М. ЧУДИНОВ, Л. А. БОРИСОВ, С. А. МАРГАРИН

РАСЧЕТ ЧАСТОТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗВУКОПОГЛОЩЕНИЯ ОБЪЕМНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С ПОДАТЛИВОЙ ПАНЕЛЬЮ

Наряду с известными методами теоретического расчета по специальным функциям акустических характеристик звукопоглощающих конструкций, с помощью метода Рунге произведен расчет impedance новой низкочастотной звукопоглощающей конструкции со сплошной лицевой податливой панелью. Инженерный метод расчета может быть положен в основу разработки и конструирования объемных низкочастотных звукопоглотителей.

Ил. 2. Библиогр.: 3 назв.

Հրեմելում ձայնակլանիչի կառուցվածքների ձայնադիտական բնութագրերի միջև արժև հայտնի հաստի ֆունկցիաների միջոցով տեսական հաշվարկների վրա, Ռիտցի մեթոդով առուստրվում է ցածր հաճախահանուժյան պատրեկ չարժուկան ժրջանդիրով ձայնակլանիչ կառուցվածքի իմպեդանսի հաշվարկը:

Առուստրվում է նմաներաշին հաշվարկը կարող է լինել ձայնակլ մշակելու և կախողձեյու ծոր ձայնակլին ցածր հաճախահանուժյան ձայնակլանիչներ:

В настоящее время широкое распространение получили акустические конструкции для шипазона низких частот, состоящие из от-

дельных элементов на упругих связях. Однако эти упругие связи в виде специальных пружин, пористо-волоконистых или пористых материалов не могут быть использованы в виду отсутствия инженерных методов расчета и оптимальных динамических и конструктивных характеристик акустических элементов при разработке многослойных (многорезонансных) конструкций объемных звукопоглощающих элементов. В связи с этим были разработаны и исследованы новые виды [1] звукопоглощающих объемных конструкций с оптимальными физико-техническими характеристиками, на основе которых можно разрабатывать новые эффективные виды звукопоглотителей и производить их акустический расчет.

Среди методов решения теоретических задач строительной акустики получило применение вариационный метод Ритца. При определении импеданса для круглой пластинки R , защемленной по краю, задача решается в цилиндрической системе координат, которая может быть сведена к определению двойного интеграла для кинетической и потенциальной энергии при перемещении точек $U_{ки}$ упругого тела колебательного движения панели [3]:

$$U_{ки} = 0,5D \int_0^R \int_0^{2\pi} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} - \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} \right)^2 r d\theta dr;$$

$$U_{пн} = 0,5M \int_0^R \int_0^{2\pi} \left(\frac{\partial u}{\partial t} \right)^2 r dr d\theta; \quad (1)$$

$$U_{mn} = A_{mn} \cos^2 \left[\frac{\pi}{R} (m - 0,5) r \right] \cos^2 (\theta_n).$$

Учитывая, что колебания происходят симметрично относительно центра панели, и интегрируя, получаем

$$U_{ки} = \pi D \int_0^R \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} - \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right)^2 r dr, \quad U_{пн} = \pi M \int_0^R u^2 r dr. \quad (2)$$

Функцию $u(r)$ выберем в виде степенного ряда $A \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right]^2$:

$$u(r) = A \cos^2 \frac{\pi r}{2R} \quad \text{или} \quad u(r) = A J_0(kR) e^{-r^2}; \quad A = \frac{pR^2}{4}. \quad (3)$$

В этом случае

$$U_{ки} = \frac{96D}{8} \left(\frac{A}{R} \right)^2, \quad U_{пн} = \frac{(mA)^2 M}{10R^2}, \quad (4)$$

$$U_{ки} = 0,3pAR^2, \quad U_{пн} = \frac{\pi p_0}{2l} S \bar{u}_{пн}^2.$$

Используя метод Рунца и учитывая, что $\bar{u}(r) = 0,3A$ для импеданса первой колебательной моды, получаем

$$Z = 192 \frac{D\gamma_1}{\omega R^2} + j \left[\frac{9}{5} \omega M - 192 \frac{D}{\omega R^2} \right], \quad (5)$$

Точное решение можно получить, выбирая функцию в виде косинуса (3):

$$U_n = 0,25DA^2 \left(\frac{\pi}{R} \right)^2 \left[\left(\frac{\pi}{R} \right)^2 I_1 + I_2 + \frac{\pi I_3}{R} \right]; \quad (6)$$

$$I_1 = \int_0^R r \cos^2 \frac{\pi r}{R} dr = 0,25R^2,$$

где

$$I_2 = \int_0^R \frac{\sin^2 \frac{\pi r}{R} dr}{r} = 0,5 \int_0^R \left(1 - \cos \frac{2\pi r}{R} \right) r^{-1} dr = 0,5S_1(2\pi);$$

$$I_3 = \int_0^R \sin \frac{2\pi}{R} r dr = 0;$$

$S_1(x)$ — табулированная функция, которая выражается через интегральный косинус от аргумента, т. е. $S_1[4\pi(m - 0,5)]$, откуда

$$U_p = \frac{\pi D}{16} \left(\frac{\pi A}{R} \right)^2 [\pi^2 + 2S_1(2\pi)],$$

$$U_c = \pi M (\omega R A)^2 \left(\frac{3}{16} - \frac{1}{\pi^2} \right), \quad U_l = A \left(0,5 - \frac{2}{\pi^2} \right).$$

С учетом сжимаемого воздуха упругой энергии импеданс равен

$$Z = \frac{D\gamma_1}{\omega} \frac{205,6}{R^2} + j \left(1,95 \omega M - \frac{205,6}{R^2} \frac{D}{\omega} - 2c \operatorname{tg} \kappa L \right). \quad (7)$$

Рассматривая импедансы (5) и (7), получаем резонансные частоты

$$\omega_{res} = \frac{1}{S} \left(\frac{\bar{B}_{mn} D}{M C_{mn}} \right)^{1/2} + \left(\frac{c}{M L C_{mn}} \right)^{1/2}, \quad \omega_p = \frac{10,33}{R^2} \left(\frac{D}{M} \right)^{1/2}. \quad (8)$$

Величины динамических характеристик жесткости $D = D_0(1 + \gamma_1)$ и коэффициента потерь γ_1 определяются из выражений

$$D_0 = \frac{S^2}{B_{mn}} \left(\omega^2 M \bar{C}_{mn} - \frac{C}{L} \right), \quad \gamma_1 = \frac{S^2 Z_{mn}}{B_{mn} D} \omega_p = \frac{S^2 \omega_p R}{B_{mn} D}. \quad (9)$$

Акустический импеданс круглой поршневой панели, основанный на теории потенциалов скорости и силы, действующей на сплошную панель, которая установлена на упругих связях, может быть решен [2] в виде значений формул (3)

$$\Phi = 0,51 V_0 k^{-1} \{ H_0(2kR) - j [1 - I_0(kR)] \},$$

$$\int p dS = S V_0 \omega c \left[1 - \frac{I_1(2kR)}{kR} - j \frac{H_1(2kR)}{kR} \right], \quad (10)$$

$$P = j k_0 c \frac{V_0}{2\pi} \int \frac{e^{-i\omega t}}{r} ds, \quad S = \left(\frac{S_0 - S_n}{S_0} \right)^2 S_0,$$

откуда

$$\frac{Z}{\rho c} = \left(\frac{S_0 - S_0}{S_0} \right)^2 S_0 \left\{ \left[1 - \frac{I_1(2kR)}{kR} + \right. \right.$$

$$\left. \left. + j \left[\frac{H_1(2kR)}{2(kR)^2} - \operatorname{ctg} kL \right] \right\} = R_r + j \operatorname{Im} m_r. \quad (11)$$

В случае низких частот:

$$R_r = \rho c S \left[1 - \frac{I_1(2kR)}{kR} \right] + \frac{S_0 L}{S_m} (2\omega \rho)^2;$$

$$m_r = \frac{\rho}{k} \frac{H_1(2kR)}{2(kR)^2}; \quad M_r = S m_r \quad R_n.$$

Здесь

$$\int r I_n(z) dz = z I_n(z), \quad \int z H_n(z) dz = z H_n(z), \quad z = kR,$$

где I_n , J_n , H_n , $H_n(kR)$ — соответственно функции Бесселя и Струве нулевого и первого порядка; $m_r = 8R_2 3\pi$; $S_m = S_0 - S_n$; V_0 — скорость падающей звуковой волны; $R(f)$, $Y(f)$ — сопротивление входного импеданса щелевого отверстия резонатора.

Теоретическое обоснование методики расчета акустических и динамических характеристик упругой связи рассмотрим на примере резонансного звукопоглотителя, имеющего цилиндрическую форму с податливой лицевой сплошной поршневой панелью, установленной на дискретных связях-пружинах высотой h , причем, входное отверстие выполнено в виде щелевого зазора δ по контуру панели на расстоянии L . Если поршневой панели сообщается смещение $x = \lambda \sin \omega t$ под действием атмосферного давления P_0 , избыточное звуковое давление от сжатия равно $P_1 = P_0 x/L$. Отсюда следует вычесть потерю давления вследствие радиального смещения y , чтобы получить избыточное давление в любой точке слоя полости резонатора; $P = P_1 - P_2$.

Предполагая, что температура воздуха остается постоянной, в кольце щели входной сплошной податливой панели (радиусы огра-

включенных цилиндров которой равны r и $r + dr$) заключен объем воздуха $V = 2\pi r_p L dr$. Потеря воздуха вследствие радиального смещения равна: $dV = \frac{\partial}{\partial r} (3\pi r_p L y dr)$, поэтому результирующая потеря давления вследствие радиального смещения составляет

$$P = \left[\frac{P_0 k_0}{L} - \Delta I_0(kR) \right] e^{j\omega t}, \quad P_1 = P_0 \left(\frac{y}{r} + \frac{\partial y}{\partial r} \right), \quad (13)$$

$$P_2 = \Delta I_0(kR) e^{j\omega t}.$$

Градиент давления в какой-либо точке слоя равен $\frac{dP}{dr} = -\frac{dP}{dr}$. P_2 меняется по закону $e^{j\omega t}$, т. е. $P_2 = j\omega P$. В этом случае значение вихревого импеданса приобретает вид

$$y(f) = j \left[\omega M_{n1} - \omega^{-1} \left(\frac{\chi P_0}{M_2 L} + \frac{D}{M_{n1} R^2} \right) \right], \quad \omega^2 = \frac{D}{M_n R^2} + \frac{\chi P_0}{M_2 L} \quad (14)$$

и

$$f_{mn} = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{B_{mn} D}{\Delta M_{n1} R^2 M_{n0}} + f_0 \right]^{1/2}, \quad f_0 = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\chi P_0}{M_2 L} \right)^{1/2}.$$

Зная D , рассчитывают единг фаз, активные и реактивные компоненты импеданса и коэффициенты потерь χ по формулам

$$\chi = \arctg \frac{\omega^2 M_{n1}}{\chi (D - \omega^2 M_{n1})}, \quad \chi = \frac{\omega R_0(f)}{D} \quad (15)$$

где $M_{n1} = M_n + \frac{m}{3}$ — соответственно массы податливой панели и упругой связи; $M = \rho_n S_n \tau$; $m = \rho_m S_m h$; $M_0 = \rho_a S_n L$; $M_2 = M + M_m$; $M_{n0} = \rho_a S_m (\tau + 2\delta)$ — массы воздуха в резонирующей полости резонатора и в щели между податливой панелью и стенками резонатора, колеблющаяся вместе с ней присоединенная масса окружающего воздуха с двухсторонней концевой поправкой 2δ ; ρ_n, ρ_m, ρ_a — невозмущенная плотность воздуха, плотности податливой панели и материала упругой связи; S_n, S_m, S_m — площади податливой панели, сечения резонатора и щели; c_p, c_v — удельная теплоемкость при постоянном давлении и объеме (показатель адиабаты в воздухе при высоких частотах

$\frac{c_p}{c_v} = 1,4$ и $\chi = 1$ при низких частотах); $\rho = 1,29 \cdot 10^{-3} \text{ г/см}^3$; $P = 10^5 \text{ Па}$ — статическое давление; L, τ — глубина полости и толщина податливой панели резонатора; h — высота упругих связей; L — относительная податливая колеблющаяся панель $L = l + h$ ($l = 0,5 - 1,2 \text{ см}$, $h = 1,5, 2, 2,5 \text{ см}$, $L = 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40 \text{ см}$).

Выражения для расчета импеданса и частотных характеристик (5), (7), (8) и (11) показывают, что сопротивление входного отверстия резонатора при низких частотах возрастает пропорционально квадрату частоты до значений, при которых $kr = 0.5$ или $2R = \lambda/6$ тогда как присоединенная масса остается постоянной. Сопротивление растет медленнее и достигает 0,8 своего максимального значения $kr = 2$ ($2R = 2\lambda/3$), а присоединенная масса уменьшается обратно пропорционально квадрату частоты. Как только диаметр панели превышает длину волны, входное сопротивление асимптотически приближается к волновому сопротивлению ρc , которое образуется вследствие дифрагированных волн, возникающих на круговой границе входного щелевого отверстия резонатора.

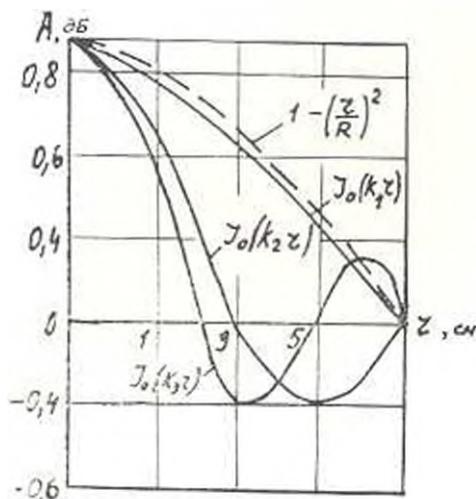


Рис. 1.

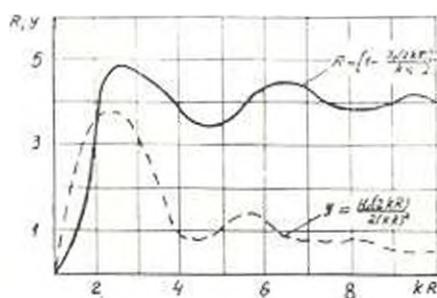


Рис. 2.

На рис. 1 представлены функции $I, H(kr)$ поведения сплошной панели звуковой волны на резонатор. Функции рассмотрены в виде степенного ряда $\left| 1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right|$ для значений $0 < r < R$. Пунктирная кривая обозначает сечение параболы, которое почти совпадает с

кривой $I_1(kR)$. Рассмотрим функции смещения $x = x_0 I_0(kr)$, когда $k = k_1, k_2, k_3$, $I_0(k, r)$, $I_0(k_2, r)$, и $I_0(k_3, r)$.

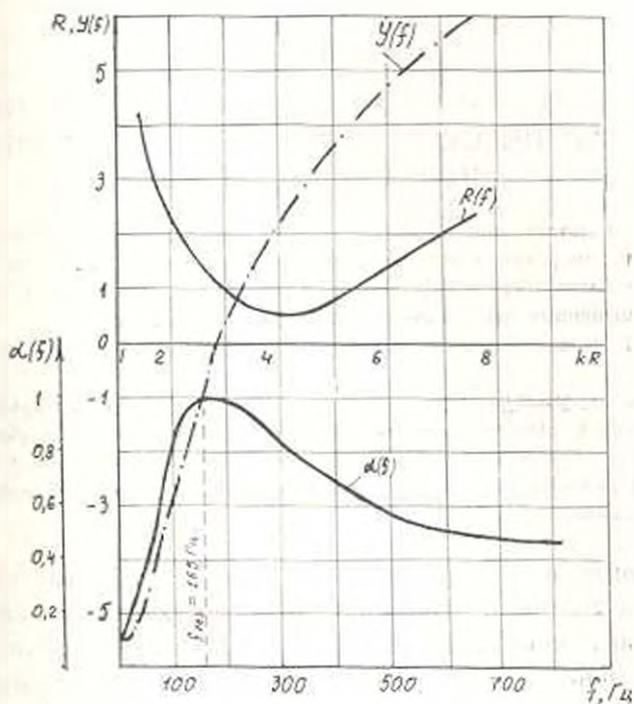


Рис. 3.

Если сравнить функции $R(f)$ и $Y(f)$ по формулам (11) (рис. 2, 3 — обе функции нанесены в зависимости от аргумента $kR = 1,2kr$), то наибольшее расхождение между $R_1(f)$ и $Y_1(f)$ равно, примерно 20% ($kR = 2,5$), для $Y_1(f)$ и $Y_2(f)$ оно равно 40% при $kR = 1,3$, а во всем остальном диапазоне частот дает погрешность, не превышающую допустимую ошибку акустических измерений.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. 1463884 СССР, МКИ E04B 1/81. Резонансный звукопоглотитель/Ю. А. Гаспарян, Ю. М. Чудинов, Л. А. Борнсов, С. А. Маргарян (СССР).—№ 4244867; Заяв. 31. 3. 87, Опубл. 7. 3. 1989, БИ, № 9.—3 с.
2. Скучик Е. Основы акустики. —М.: Мир, 1976. Т. 2.—543 с.
3. Борисов Л. А., Чудинов Ю. М., Гаспарян Ю. А. Расчет импеданса звукопоглощающей конструкции на основе профилированной пленки//ДАН АрмССР—1989.—Т. 88, № 5. С. 25—31.

УДК 621.30

Э. Н. МАНУКЯН, К. П. МАНУКЯН

ОБ ОДНОМ МЕТОДЕ ЭКСПРЕСС-ДИАГНОСТИКИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИНТЕГРАЛЬНЫХ СХЕМ

Предлагается метод оценки неизвестных параметров технологических процессов по результатам измерений параметров интегральных схем. Метод предполагает наличие коэффициентов чувствительностей и определяет решения, в которых число недопустимо смещенных внутренних параметров минимально.

Библиогр.: 1 назв.

Առաջարկվում է բնութագրայ սխեմաների չափված պարամետրերի արժեքների իման վրա երանց արտադրության տեխնոլոգիական պրոցեսների ներքին պարամետրերի գնահատման եղանակ: Առաջարկվող եղանակը պարտադրվում է զգայունության գործակիցների առկայությունը և ապահովում է լուծումներ, որոնցում նվազագույնի է հասցված տեխնոլոգիայի չափով շեղված ներքին պարամետրերի քանակը:

При производстве интегральных схем (ИС) важное значение имеет задача быстрого выявления причины ухудшения качества продукции. Такими причинами являются нарушение технологии, низкое качество материалов и ухудшение параметров технологического оборудования. Отсутствие полного математического описания сложных технологических процессов производства ИС обычно не позволяют однозначно выявить причину ухудшения качества. На ЭВМ можно возложить лишь функции определения списка возможных причин ухудшения качества. В данной работе предлагается метод выявления этих причин в следующих, характерных для практики ситуациях.

Причиной ухудшения качества является выход за допустимые пределы неконтролируемых параметров ИС, число которых превышает числа контролируемых параметров. Математическое описание технологического процесса представляется лишь матрицей коэффициентов чувствительности. Пусть качество ИС характеризуется вектором контролируемых параметров $Y = (y_1, y_2, \dots, y_n)^T$. Известна модель чувствительности в виде выражения [2]

$$Y_i - Y = A_i(X_0 - X), \quad (1)$$

где $X = (x_1, x_2, \dots, x_m)^T$ — вектор параметров, влияющих на качество продукции; X_0 и Y_0 — значения векторов X и Y при оптимальном режиме функционирования технологического процесса; A — матрица размерности $n \times m$ ($n < m$) с элементами $a_{ij} = \partial y_i / \partial x_j$ при $X = X_0$ и $Y = Y_0$ ($i = \overline{1, n}$, $j = \overline{1, m}$). Заданы также отличающиеся от Y_0 результаты измерения контролируемых параметров y_{ki} ($i = \overline{1, n}$).

Требуется определить список наиболее вероятных комбинаций значений x_j ($j = \overline{1, m}$), с помощью которых можно объяснить наблюдаемые значения y_{ki} ($i = \overline{1, n}$). Очевидно, что решение поставленной задачи сводится к решению системы уравнений $Y_i = Y_i = A(X_k - X)$ относительно элементов вектора X .

Введем в рассмотрение векторы B , Z и матрицу C с элементами $b_i = (y_{ki} - y_{ki})/y_{ki}$, $z_j = (x_{kj} - x_{kj})/x_{kj}$, $c_{ij} = a_{ij}x_{kj}/y_{ki}$. Тогда последнее можно представить в виде:

$$B = CZ. \quad (2)$$

Обычно $n < m$ и уравнение (2) имеет бесконечное число решений. Тогда в качестве наиболее вероятных следует выбрать хорошо согласующихся с априорной информацией решения. Для хорошо отлаженного производства задача сводится к поиску решений уравнения (2) с максимальным числом z_j , удовлетворяющим условию $|z_j| \leq \leq |(x_{kj} - x_{kj})/x_{kj}|$, где x_{kj} — допустимое значение x_j . Далее z_j , удовлетворяющих этому условию, будем принимать близкими к нулю.

Ниже предлагается неперборный метод решения этой задачи. Преобразуем уравнение (2) к виду: $B = C_1 Z_1 + C_2 Z_2$, где C_1 и C_2 — матрицы, состоящие из первых n и последних $m - n$ столбцов матрицы C соответственно, а Z_1 и Z_2 — из первых n и последних $m - n$ элементов вектора Z . Преобразуем последнее к виду: $F = EZ_1 + HZ_2$, где $F = C_1^{-1}B$, $H = C_1^{-1}C_2$, а E — единичная матрица. Отметим некоторые свойства полученного уравнения.

Свойство 1. Если вектор Z в (2) имеет r ($r \leq n$) ненулевых элементов и все находится в составе вектора Z_1 , то вектор F обязательно будем иметь $(n - r)$ нулевых элементов. Ненулевые элементы вектора F будут совпадать с искомыми ненулевыми элементами вектора Z .

Свойство 2. Пусть из r ($r < n$) ненулевых элементов вектора Z ($r - 1$) элементов находятся в составе Z_1 и один — в составе Z_2 . Тогда Z^0 можно определить следующим образом: определяется матрица S с элементами $s_{ij} = f_i/h_{ij}$ ($i = \overline{1, n}$, $j = \overline{1, m}$), где f_i и h_{ij} — элементы векторов F и H соответственно. Определяется номер столбца i матрицы S , имеющего максимальное число совпадающих элементов, и индексе первого из них. Составляется вектор F^0 с элементами $f_i^0 = f_i/h_{ij} - f_e/h_{ej}$ при $i \neq e$ или $f_i^0 = f_i/h_{ij}$ при $i = e$. Нулевые элементы f_i^0 и их индексы представляют собой значения и индексы искомым ненулевым элементам вектора Z^0 . Выбирается столбец из H , соответствующий ненулевому элементу Z^0 , находящемуся в составе вектора Z_2 . Выбирается второй столбец из матрицы C , соответствующий одному из нулевых элементов вектора Z_1 , находящегося в составе вектора Z^0 . Найденные столбцы переставляются местами, возмущенная матрица E приводится к диагональному виду и

получаются f_i^n новые значения f_i^0 элементов вектора E . Так как в результате этих операций все нулевые элементы вектора Z^0 уже будут собраны в составе Z_1 , то согласно свойству 1 элементы f_i^0 будут совпадать с искомыми ненулевыми элементами вектора Z .

Свойство 3. Если вектор Z^0 имеет r ($r < n$) ненулевых элементов, из которых два или более элементов находятся в составе вектора Z_0 , и организуется перестановка столбцов матриц F и H с последующей диагонализацией возмущенной матрицы E и фиксацией значения F^0 получаемого вектора F , содержащего наибольшее число нулевых элементов, то искомое значение Z^0 определяется как $Z^0 = Z/Z_0$, где $Z = F^0$, $Z_0 = 0$. Доказательство этого свойства непосредственно вытекает из свойства 1.

Используя свойство 3, можно разработать конкретные алгоритмы, в которых организуется перестановка столбцов матриц E и H методом целенаправленного поиска вектора F^0 . При этом на каждом шаге поиска из матрицы E выбирается столбец, удовлетворяющий условию $P(z_s = 0) = \max P(z_s = 0)$, ($s = \overline{h+1, m}$). Ввиду невозможности определения $P(z_s = 0)$ ($s = \overline{1, n}$) или $P(z_s = 0)$, $s = \overline{n-1, m}$, в эвристических алгоритмах вместо $P(z_s = 0)$ можно использовать оценки этих величин или другие, легко вычисляемые и монотонно-возрастающие от них величины. В качестве такой величины предлагается использовать $d = |B - PB|$, где $P = C_1 (C_1^T C_1)^{-1} C_1^T \times C_1^T$ — оператор проектирования на векторное пространство $L(C_1)$, представляемое столбцами матрицы, C_1, C_1^T — матрица размерности $n \times P$ ($P < m$), все столбцы которой выбраны из столбцов матрицы C в (2). Известно, что проекция вектора B на пространство $L(C_1)$, т. е. PB является решением задачи аппроксимации вектора B с помощью линейной комбинации столбцов матрицы C_1 : $|B - PB| < |B - U|$ для всех, отличных от PB векторов $U \in L(C_1)$. Величина d , являясь расстоянием B от векторного пространства C_1 , характеризует аппроксимационные свойства столбцов матрицы C . Если матрица C_1^0 будет составлена из столбцов матрицы C , соответствующих ненулевым элементам вектора Z , то получим

$$d = |B - C_1^0 (C_1^{0T} C_1^0)^{-1} C_1^{0T}| = 0.$$

Последовательная замена столбцов матрицы C_1^0 столбцами матрицы, соответствующими нулевым элементам вектора Z_0 , приведет к последовательному увеличению величины d . Поэтому, если двум произвольным матрицам C_1 и C_1^0 одинаковой размерности соответствуют расстояния вектора B от пространства $L(C_1)$ и $L(C_1^0)$, соответственно d' и d'' и при этом $d' > d''$, то можно утверждать, что $P(z_s = 0) < P(z_s = 0)$, где z_s и z_s^0 — элементы векторов, соответствующие случайно выбранным столбцам из матриц C_1 и C_1^0 соответственно.

В алгоритмах поиска вектора B вместо $P(z_i = 0)$ можно использовать $d_i = \sum_{j=1}^m d_{ij}$, $j = i, i = \overline{1, m}$, где d_{ij} — расстояние вектора от векторного пространства, определяемое i -ым и j -ым столбцами матрицы C . Величина d_i характеризует аппроксимационные свойства i -ого столбца матрицы C и не меняется при линейном преобразовании строк матрицы.

Для проверки предложенной здесь методики на ЭВМ проводилась серия численных экспериментов; генерировались случайные матрицы с размерностями $n = 6$ и $m = 12$. Элементы вектора Z задавались случайные ненулевые $r = 1, 4$ и $(m - r)$ нулевые значения. Рассчитывался вектор B и далее предложенным выше методом отыскивались искомые значения Z . Для каждой r эксперимент повторялся 200 раз. Результаты приведены в таблице, указывающей распределение частот удачного завершения поиска в зависимости от количества шагов поиска k .

Таблица

$r \backslash k$	1	2	3	4	5	6	7
1	102	98	0	0	0	0	0
2	48	101	32	18	1	0	0
3	19	46	80	31	15	7	2
4	9	22	20	25	27	35	45

Приведенные результаты показывают практическую эффективность предложенного метода диагностирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Розенбассер Е. Н., Югнон Р. Р. Чувствительность систем автоматического управления — Т. Энергия, 1969, — 208 с.

УДК 621.317.088

С. П. ПАКОЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ ПОГРЕШНОСТИ ПРИ ТЕСТОВЫХ МЕТОДАХ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ

Тестовым методам повышения точности измерительных устройств присущ специфический вид динамической погрешности, обусловленный изменением измеряемой величины в процессе тактовых преобразований. В работе приведены имеющие наглядный физический смысл уточненные аналитические выражения для расчета погрешности, учитывающие как последовательность тактовых операций, так и моменты времени, в котором может быть отнесена эта погрешность.

Пл. 1. Библиогр.: 3 назв.

Չափիչ նարմարանքների էլեմենթային շարժարգման տեսության մեթոդները օժտված են տակտային փոխակերպումների քիֆայքում չափվող մեծությունների փոփոխությունների պայմանավորված դինամիկական սխալի յուրահատուկ տեսակով: Աշխատանքում բերված են սխալի նաշվարկման նամար սկզբնառո ֆիզիկական իմաստ ունեցող էլեքտրական բանաձևեր, որոնք նաշիչ և անոտ տակտային փոխակերպումների նաերդակեմենթներ և ժամանակի այն պահները որոնց վերագրվում է այդ սխալը:

Среди различных методов повышения точности измерений и измерительных устройств выгодно отличаются тестовые методы, которые позволяют полностью исключить систематические и медленно меняющиеся погрешности [1—3].

Согласно одному из тестовых способов повышения точности, в процессе трех тактовых преобразований на вход измерительного устройства (ИУ) поочередно подаются измеряемая величина x , аддитивный ($0 + x$) и мультипликативный (Kx) тесты. Скорректированное значение измеряемой величины по результатам отдельных преобразований

$$Y_0 = a_1 + a_2 x, \quad Y_1 = a_1 + a_2(x + 1) \quad \text{и} \quad Y_2 = a_1 + a_2 Kx \quad (1)$$

вычисляется по формуле

$$x = \frac{Y_2 - Y_0}{Y_1 - Y_0} \cdot \frac{1}{K - 1} \quad (2)$$

в которой не фигурируют параметры a_1 и a_2 функции преобразования ИУ. Рассмотренная измерительная система работает по принципу временного разделения каналов, поэтому при изменении измеряемой величины и интервале $T_0 = 2T$, где T — время одного преобразования (рис. 1), результаты Y_j будут отличаться от соответствующих значений (1)

$$\begin{aligned}
 Y_0(t_0) &= a_1 + a_2 x t_0, & Y_1(t_1) &= a_1 + a_2 [x(t_1) + H], \\
 Y_0(t_1) &= a_1 + a_2 K x(t_1),
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

где $x(t_1)$ — значение измеряемой величины в момент времени t_1 .

Исключив из (3) параметры функции преобразования, НУ можем записать

$$\frac{H [Kx(t_1) - x(t_0)]}{H + x(t_1) - x(t_0)} \cdot \frac{1}{K-1} = \frac{Y_0(t_1) - Y_0(t_0)}{Y_1(t_1) - Y_0(t_0)} \cdot \frac{H}{K-1}
 \tag{4}$$

В левой части (4) содержится абсолютная динамическая погрешность Δ_0 , обусловленная изменением измеряемой величины в процессе тактовых преобразований. Если эта погрешность приписывается к моменту времени t_0 , то за действительное значение измеряемой величины принимается $x(t_0) = x$, а Δ_0 вычисляется из соотношения

$$\Delta_0 = \frac{1}{K-1} \cdot \frac{H [Kx(t_1) - x] - (K-1) [x(t_1) - x] + H |x|}{H + x(t_1) - x}
 \tag{5}$$

которое отличается от соответствующего выражения, приведенного в [2].

В интервале T_0 измеряемая величина обычно меняется линейно

$$x(t) = x(1 + \alpha t),
 \tag{6}$$

где α — коэффициент, характеризующий скорость изменения измеряемой величины. В этом случае, с учетом (5) и (6) для искомой относительной погрешности получим

$$\delta_0 = \frac{\alpha}{K-1} \cdot \frac{HKt_1 - x(K-1)t_1}{H + \alpha x t_1}
 \tag{7}$$

Пусть известно номинальное или наиболее вероятное значение измеряемой величины. Тогда за любой заданный промежуток времени между тактовыми преобразованиями можно выбрать параметры H и K , обращающие в ноль погрешность δ_0 . Это условие записывается в виде

$$H = \frac{x(K-1)t_1}{Kt_2}
 \tag{8}$$

В работе [2] соответствующее условие имеет иной вид

$$H = \frac{x(K-1)}{2K}
 \tag{9}$$

Содержащее в (9) противоречие заключается в том, что время в нем не фигурирует и, следовательно, возможен произвольный выбор

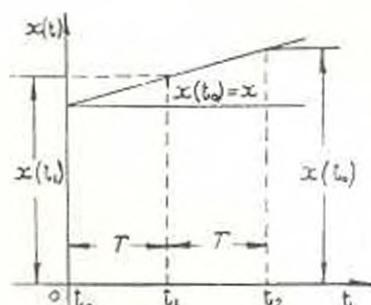


Рис. 1. График изменения измеряемой величины

интервалов между тактами, хотя измеряемая величина в промежутке $O-T_n$ возрастает (убывает) линейно. Результат измерения можно приписать к моменту времени t_1 .

При этом абсолютная погрешность Δ_1 определится разностью левой части уравнения (4) и значением измеряемой величины в момент времени t_1 (рис. 1), а относительная погрешность выразится формулой

$$\delta_1 = \frac{x}{K-1} \cdot \frac{\Theta K t_2 - (K-1) [\Theta t_1 + x t_1 (1 + \alpha t_1)]}{(1 + \alpha t_1) (\Theta + \alpha x t_1)}. \quad (10)$$

Из (10) получаем условие равенства нулю погрешности

$$\Theta = \frac{x t_2 (1 + \alpha t_1) (K-1)}{K_2 (t_2 - t_1) - t_1}. \quad (11)$$

Аналогично можно вычислить погрешность для момента времени t_2

$$\delta_2 = \frac{x}{K-1} \cdot \frac{\Theta K t_2 - (K-1) [\Theta t_2 + x t_2 (1 + \alpha t_2)]}{(1 + \alpha t_2) (\Theta + \alpha x t_2)} \quad (12)$$

и записать соответствующее условие, превращающее ее в нуль:

$$\Theta = \frac{x t_1 (1 + \alpha t_2) (K-1)}{t_2}. \quad (13)$$

Обозначим символом A операцию подачи на вход ИУ измеряемой величины, B —аддитивного теста, а C —мультипликативного теста. Очевидно, что рассмотренный случай соответствует последовательности ABC тактовых преобразований. Однако число возможных последовательностей преобразований определится перестановкой и равно $3! = 6$ (ABC , CBA , ACB , BCA , BAC , CAB). С другой стороны результат измерения можно приписать к моментам времени t_0 , t_1 и t_2 , поэтому в общем случае будем иметь 18 выражений для рассмотренной динамической погрешности. Так как тестовые методы преследуют цель повышения точности ИУ, то необходимо проанализировать все 18 вариантов для нахождения оптимального порядка тактовых преобразований, обеспечивающего минимальную динамическую погрешность.

Уравнения тактовых преобразований (1) с учетом обозначений на рис. 1 запишутся в виде

$$Y_0(t_0) = a_1 - a_2 K x, \quad Y_1(t_1) = a_1 + a_2 [x(t_1) + \Theta], \quad (14)$$

$$Y_2(t_2) = a_1 + a_2 x(t_2).$$

Алгоритм вычисления измеряемой величины также меняется:

$$\frac{Y_0(t_0) - Y_2(t_2)}{Y_1(t_1) - Y_2(t_2)} \cdot \frac{\Theta}{K-1} = \frac{Kx - x t_2}{\Theta + x(t_1) - x(t_2)} \cdot \frac{\Theta}{K-1} \quad (15)$$

Так как правая часть содержит отнесенную к моменту времени t_2 абсолютную погрешность, для относительной погрешности можем записать

$$\delta_0 = - \frac{x}{K-1} \cdot \frac{\theta t_2 - x(K-1)(t_1 - t_2)}{\theta + x(t_1 - t_2)}. \quad (16)$$

Сопоставление (7) и (16) показывает, что изменение последовательности тактовых преобразований на обратное меняет динамическую погрешность, которую нельзя получить из (7) формальной заменой знака времени.

Задача отыскания оптимальной последовательности преобразований достаточно сложна, если даже располагать априорной плотностью распределения измеряемой величины по рабочему диапазону, т. к. погрешность является функцией параметров θ и K тестов. Однако, исходя из условия минимума результирующей погрешности, можно выбрать как оптимальную последовательность операций, так и соответствующие ей параметры тестов.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Орнатский Н. П., Осипович А. А. Аналитическая инвариантность измерительных устройств и условия ее достижения // Метрология. — 1975. — № 10. — С. 3—13.
2. Брольберг М., Куликовский К. И. Тестовые методы повышения точности измерительных устройств. — М.: Энергия, 1978. — 176 с.
3. Диденко В. И., Федотов В. П. Состояние, возможности и перспективы методов коммутационного ширетирования // Измерительная техника. — 1985. — № 3. — С. 31—33.

Лен. фил. ЕрИИ им. К. Маркса

5. IV. 1987

Изв. АН АрмССР (сер. III), т. XI II, № 5, 1989, с. 247—251

СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ

УДК 681.511.42

С. Е. ЧИМШКЯН

КВАДРАТИЧНЫЕ ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА ПРОЦЕССОВ ДЛЯ КЛАССА НЕЛИНЕЙНЫХ МНОГОСВЯЗНЫХ САУ

Предлагается обобщение квадратичных оценок качества процессов автоматических систем на многосвязный случай.

Ил. 2. Библиогр.: 9 назв.

Առաջարկվում է ընդհանուր կադրատիկ գնահատման գնահատման համակարգի որակի գնահատման համակարգը մեծահարմարության դեպքում:

В инженерной практике часто встречаются нелинейные многосвязные системы автоматического управления (САУ) вида рис. 1. Здесь

БН—диагональный блок статических нелинейностей из сектора (α, β) (рис. 2), а $W(s)$ —квадратная $(m \times m)$ передаточная матрица линейной части. Для анализа устойчивости таких САУ успешно применяются частотные критерии абсолютной устойчивости [1—3] и полученные

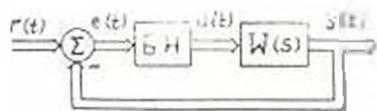


Рис. 1. Структурная схема системы.

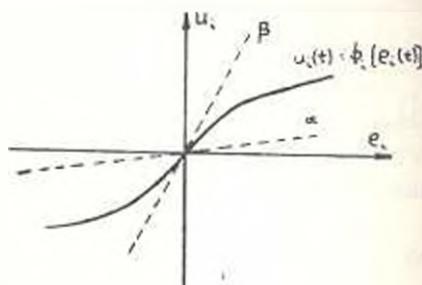


Рис. 2. Секторная нелинейная характеристика.

на их основе многомерные аналоги классических критериев В. М. Попова, кругового и др. [4, 5]. Однако при решении реальных задач управления одной лишь устойчивости САУ обычно недостаточно. При рассмотрении одномерных САУ определенное распространение получили квадратичные оценки качества регулирования [6]. Используя понятие евклидовой нормы вектора $\|r\| = \left(\sum_{i=1}^m r_i^2\right)^{1/2}$, введем обобщение этих оценок на многомерный случай:

оценка по входу нелинейного блока —

$$J_1 = \int_0^{\infty} \|z(t)\|^2 dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \|z(j\omega)\|^2 d\omega; \quad (1)$$

оценка по выходу нелинейного блока —

$$J_2 = \int_0^{\infty} \|y(t)\|^2 dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \|y(j\omega)\|^2 d\omega. \quad (2)$$

Здесь $z(t)$ и $y(t)$ — m -векторы возмущения номинальных процессов на входе и выходе нелинейного блока $z(t) = e(t) - e^0(t)$, $y(t) = u(t) - u^0(t)$, вызванные исчезающим внешним воздействием $r_i(t)$, ограниченным по норме и энергии:

$$\sup \|r_i(t)\| < \infty, \quad \lim_{t \rightarrow \infty} \|r_i(t)\| = 0,$$

$$\int_0^{\infty} \|r_i(t)\|^2 dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \|r_i(j\omega)\|^2 d\omega < \infty, \quad (3)$$

Непосредственное вычисление оценок J_1 и J_2 сопряжено со значительными трудностями даже в одномерном случае, что противоречит идее простых косвенных оценок качества. Поэтому, как и в одномерном случае, следует вычислять верхние границы I_1 и I_2 .

Теорема. Пусть многосвязная САУ (рис. 1) является абсолютно устойчивой в секторе (a, b) по упрощенному критерию абсолютной устойчивости

$$(b-a)^{-1} - \operatorname{Re} \{ W(j\omega) [I - aW(j\omega)]^{-1} \} > 0, \quad 0 < \omega < \infty, \quad (4)$$

а реальные нелинейные характеристики БН (при $e^a(t) = 0$), либо их производные ($e^b(t) = 0$) принадлежат сектору (α, β) , где $0 < a < \alpha < \beta < b$. Тогда справедливы оценки

$$J_2 < \left| \frac{(b-a)(\beta-a)}{(b-\beta)(\alpha-a)} \right|^2 \int_0^T |r_2(t)|^2 dt, \quad (5)$$

$$J_1 < \left| \frac{(b-a)(\beta-a)}{(b-\beta)} \right|^2 \int_0^T |r_1(t)|^2 dt.$$

Здесь $r_1(t)$ — эквивалентное воздействие, связанное с реальным воздействием $r_2(t)$ соотношением $r_1(j\omega) = [I + aW(j\omega)]^{-1} r_2(j\omega)$, и имеет место оценка $\|r_1(j\omega)\| < \|r_2(j\omega)\| \cdot \sup_{\omega} \| [I + aW(j\omega)]^{-1} \|_2$, где $\|A\|_2$ — спектральная норма матрицы A .

Интерпретация приведенной теоремы полностью аналогична одномерному случаю. Смысл ее состоит в том, что если линейная часть САУ $W(s)$ допускает абсолютную устойчивость в более широком секторе (a, b) , нежели сектор реального БН (α, β) , то по энергетическим характеристикам возмущающего воздействия могут быть оценены соответствующие характеристики вызванных им возмущений на входе и выходе БН.

Аналогичные соотношения справедливы и для САУ с запаздываниями в линейной части, а также для дискретных САУ с амплитудной модуляцией. В последнем случае речь идет о суммарных, а не интегральных оценках [3], и во всех выражениях (1)–(5) интегралы заменяются на суммы, а непрерывные функции времени — на соответствующие решетчатые функции.

В случае нестационарных и случайных внешних воздействий целесообразно ввести в рассмотрение усредненные по времени характеристики

$$\bar{J}_2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T |r_2(t)|^2 dt, \quad \bar{J}_1 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T |r_1(t)|^2 dt,$$

тогда оценки, аналогично (5), имеют вид

$$\bar{J}_2 < \left| \frac{(b-a)(\beta-a)}{(b-\beta)(\alpha-a)} \right|^2 \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T |r_2(t)|^2 dt, \quad (6)$$

$$J_1 \leq \left| \frac{(b-a)(\beta-a)}{(b-\beta)} \right|^2 \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{2\tau} \int_0^\tau \|r'(t)\|^2 dt, \quad (6)$$

где

$$\lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{2\tau} \int_0^\tau \|r'(t)\|^2 dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F'(j\omega) d\omega, \quad F'(j\omega) = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{2\tau} \|r'(j\omega)\|^2,$$

$$r_+(j\omega) = [I + aW(j\omega)]^{-1} r_-(j\omega), \quad r_-(j\omega) = \int_0^\infty e^{-t} r(t) dt.$$

Доказательство соотношений (5) и (6) как для непрерывных, так и для дискретных многосвязных САУ приводится в [7].

Пример. Пусть передаточная матрица линейной части САУ (рис. 1) имеет вид

$$W(s) = \frac{1}{(0,4 + s)(1,5 + s)} \begin{bmatrix} 1 + s & -2 \\ 5 & 8 + s \end{bmatrix}.$$

Как показано в [5], эта САУ является абсолютно устойчивой в секторе $(0, 0,54)$. Пусть реальный нелинейный блок удовлетворяет сектору $(0,1, 0,4)$ и рассматривается случай $e^n(t) = 0$, т. е. номинальные входные воздействия равны нулю $r^e(t) = 0$. Тогда в соответствии с (5) имеем

$$J_1 \leq \left| \frac{(0,54 - 0)(0,4 - 0)}{(0,54 - 0,4)(0,1 - 0)} \right|^2 \int_0^\infty \|r_-(t)\|^2 dt = 2,38 \int_0^\infty \|r_-(t)\|^2 dt.$$

$$J_2 \leq \left| \frac{(0,54 - 0)(0,4 - 0)}{(0,54 - 0,4)} \right|^2 \int_0^\infty \|r_-(t)\|^2 dt = 2,38 \int_0^\infty \|r_-(t)\|^2 dt.$$

Таким образом, в отличие от критериев L_2 -устойчивости [8], устанавливающих лишь тот факт, что конечная L_2 -норма (т. е. энер-

гетическая характеристика $\int_0^\infty \|r_-(t)\|^2 dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \|r_-(j\omega)\|^2 d\omega$) входного

сигнала $r(t)$ (3) гарантирует ограниченность L_2 -нормы ошибки, выхода САУ и т. д., предлагаемые квадратичные оценки устанавливают численное соответствие между этими нормами. Оценки являются дополнением критериев абсолютной устойчивости, используемых при синтезе САУ [9], т. к. позволяют оценить характер процессов в САУ.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Джурц Э., Ли Б. Абсолютная устойчивость систем со многими нелинейностями//Автоматика и телемеханика.—1965.—Т. 26, № 6.—С. 945—965.
2. Резван В. Абсолютная устойчивость автоматических систем с запаздываниями.—М.: Наука, 1983.—360 с.
3. Цыпкин Я. З., Попков Ю. С. Теория нелинейных импульсных систем.—М.: Наука, 1973.—416 с.
4. Гаспарян О. Н. Исследование абсолютной устойчивости нелинейных многосвязных систем методом характеристических передаточных функций//Изв. АН АрмССР, Сер. ТН.—1986.—Т. XXXIX, № 5.—С. 23—29.
5. Чимишкян С. Е. Нормальная аппроксимация, числовая область и графические критерии абсолютной устойчивости многосвязных САУ/Ереванск. политехнич. ин-т.—Ереван, 1986.—36 с.—Деп. в АрмНИИИИТН 29.07.1986, № 37—Ар.
6. Цыпкин Я. З. Основы теории автоматических систем.—М.: Наука, 1977.—360 с.
7. Чимишкян С. Е. Квадратичные оценки качества процессов для класса нелинейных многосвязных САУ/Ереванск. политехи. ин-т.—Ереван, 1986.—26 с.—Деп. в АрмНИИИИТН 28.11.1986, № 50—Ар.
8. Харрис К., Валенка Ж. Устойчивость динамических систем с обратной связью.—М.: Мир, 1987.—360 с.
9. Карсян Э. В., Чимишкян С. Е. Метод синтеза класса абсолютно устойчивых нелинейных многосвязных систем автоматического управления//Изв. АН АрмССР, Сер. ТН.—1986.—Т. XXXIX, № 4.—С. 43—46.

ЕрИИ им. К. Маркса

4 IX 1987

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLII, № 5 1989, с. 251—257

СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ

УДК 681.3.06.001.2:66.012—52

Г. Г. АРУНИЦЦ, Е. А. ШАРАБХАНИЯН, М. А. РАФАЕЛЯН

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ЛОГИЧЕСКИЙ СТРУКТУРНЫЙ СИНТЕЗ САУ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ХИМИКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

Приведены результаты разработки программного комплекса автоматизированного логического структурного синтеза САУ параметров ХТС, реализующего алгоритм анализа причинно-следственных связей параметров объекта с выявлением оптимальных вариантов организации контуров регулирования на основе результатов анализа статических и динамических характеристик.

Ил. 1. Библиогр.: 1 назв.

ներկայացված է Կառավարման հարցափոխող համագործակցության արամսրանական կառուցվածքային սինթեզի ծրագրերի մշակումների արդյունքները ընթերց. տեխնոլոգիական համակարգի պարամետրերի համար, որը կրակուսացվում է օբյեկտի պարամետրերի պատճառ-հետևանքային կապերի վերլուծության ալգորիթմները կարգավորման ուղղագծերի լավագույն տարբերակների բացահայտմամբ, վերլուծության արդյունքների ստատիկ և դինամիկ բնութագրությունների հիման վրա:

Любая методология проектирования систем автоматического регулирования (САУ) ХТС должна обеспечивать возможность эффек-

тивного выбора векторов управляющих и регулируемых переменных и их объединения в замкнутые контуры автоматического управления. Обычный подход к решению этих проблем количественно основывается на математических моделях ХТС и регуляторов. Однако вычислительные алгоритмы, основанные на таких методах, хорошо работают лишь в ограниченном пространстве возможных условий.

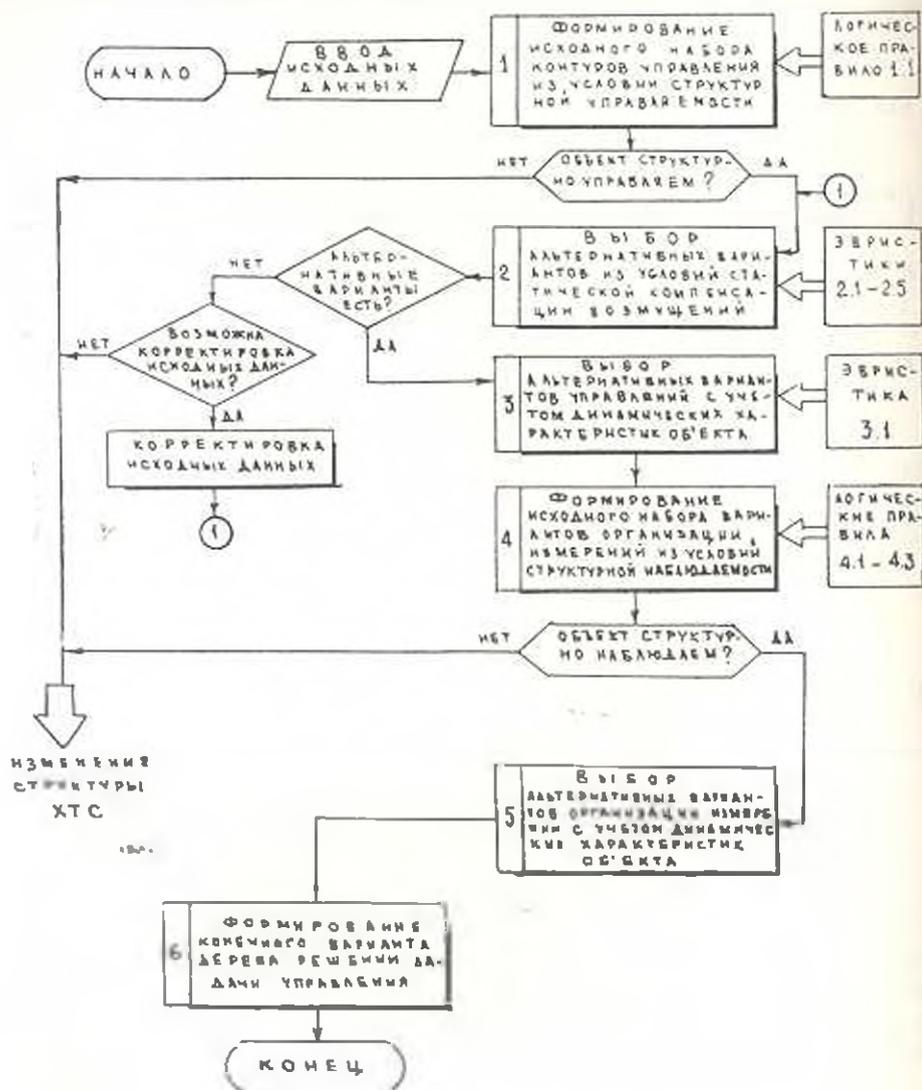


Рис. Основные этапы автоматизированного выбора организации контуров управления САУ ХТС.

Для САИР, САР параметров ХТС эта проблема решена с использованием программного комплекса логического структурного синтеза «LOGSIN», реализующего алгоритм построения деревьев подзадач управления, основанный на анализе причинно-следственных связей переменных объекта заданной топологической структуры.

При разработке последовательности этапов и процедур автоматизированного выбора организации контуров управления САР ХТС (рис.) учитывались степень важности различных критериев и показателей, используемых при синтезе САР, а также присущая принятому принципу формирования структур естественная последовательность выполнения некоторых процедур в процессе анализа и выбора альтернатив. Это позволило организовать рациональный процесс проектирования с минимально возможным числом итераций.

Исходной информацией для решения задачи в системе «LOGSIN» являются:

— векторы заданных целей регулирования Θ_i ($i \in \bar{n}$), входных управляемых X_m ($m = 1, M1$), измеряемых I_l ($l = 1, M2$) и возмущающих Z_n ($n = 1, M4$) параметров объекта;

— допустимые и ограничивающие значения входных независимых (управляемых, возмущающих) переменных (ΔG_m , ΔG_m^{\min} , ΔG_m^{\max});

причинно-следственный граф объекта $G(X, V)$ (X — узлы графа, обозначающие переменные; V — ориентированные дуги, определяющие влияние причины), представленный в виде матрицы связи $K(L1, L2)$ ($L1, L2 = \bar{1}, L_1$), где L_1 — число всех параметров объекта.

Формирование исходного набора нар (контуров) «управляющая переменная — цель регулирования» (этап 1, рис.) осуществляется прослеживанием распространения влияния ограничивающей переменной в сигнальном графе процесса с использованием следующего логического правила.

1.1. Входные переменные объединяются оператором «ИЛИ», если управление любой из входных переменных достаточно для регулирования ограничивающей переменной (Θ_i):

$$\Omega = (n_1 \vee n_2 \vee \dots \vee n_m), \quad i \in \bar{n}, \quad n_1, n_2, \dots, n_m \in X, \quad (1)$$

где \bar{n} — число выбранных целей, X — множество управляемых независимых входов, Ω_i ($i \in \bar{n}$) — вектор всех возможных управлений i -ой целью (Θ_i).

На этапе 1 наряду с формированием вектора управлений Ω_i ($i \in \bar{n}$) формируется вектор всех возмущающих параметров, влияющих на выбранные цели:

На этапе 1 наряду с формированием вектора управлений Ω_i ($i \in \bar{n}$) формируется вектор всех возмущающих параметров, влияющих на выбранные цели:

$$\bar{Z}_i = (n_1 \vee n_2 \vee \dots \vee n_m), \quad i \in \bar{n}, \quad n_1, \dots, n_m \in Z, \quad (2)$$

где Z — множество возмущений объекта.

Для всех полученных каналов воздействий $n_j = \Theta_j^*$ ($n_j \in X$, $i \in \bar{n}$), $n_k = \Theta_k^*$ ($n_k \in \bar{Z}$, $i \in \bar{n}$) осуществляется расчет основных ха-

рактических кривых разгона (t — время запаздывания, T_1 — постоянная времени, K^0 — коэффициент условия) для ступенчатых возмущений [1].

Выбор из исходного набора контуров управления вариантов, удовлетворяющих условиям статической компенсации возмущений (этап 2) осуществляется с использованием следующих эвристик.

2.1. Из ряда пар $n_1 H_1, \dots, n_l H_l, \dots, n_m H_m$, пара $n_l H_l$ наиболее приемлема, если $\Delta G_l K_l^0 > \Delta G_l K_l^0 > \dots > \Delta G_m K_m^0$, где m, l, j — индексы входов канала; i — индекс цели (выход канала).

2.2. Пара $n_j H_j$ ($n_j \in X, i \in \bar{n}$) исключается из последующего рассмотрения, если $\Delta G_i K_i^0 < \Delta G_l K_l^0$ ($n_l \in Z$).

2.3. Парты $n_j H_j, \dots, n_m H_m$ и ряды $n_1 H_1, \dots, n_l H_l, \dots, n_m H_m$, ранжированном по $\Delta G_i K_i^0$ ($\Delta G_l K_l^0 > \dots > \Delta G_l K_l^0 > \dots > \Delta G_m K_m^0$), исключаются из рассмотрения, если существует единственно возможная или ранее выбранная пара $n_p H_p$ ($p \in \bar{n}$).

2.4. При заданных спецификации целей $C = F(\omega_i, i \in \bar{n})$ и векторе возможных управлений X объект неуправляемый, если существуют единственно возможные пары $n_l H_l$ и $n_p H_p$ ($l, p \in \bar{n}$).

2.5. В структуру управления включается контур стабилизации $n_l H_l$ ($H_l \Rightarrow n_l$), если параметр управления n_l оказывает наибольшее влияние на все цели и статическая компенсация его действия для одной из них невозможна.

В случаях, когда выявленное в результате проведения этапа 1 единственно возможное управление n_l l -ой цели оказывается на первом месте вектора Ω_l , осуществляется попытка смещения его на последнее место уменьшением ΔG_l при соблюдении условия

$$\Delta G_l - \Delta g > \Delta G_l^{min} \quad (3)$$

при

$$\Delta g = (\Delta G_l K_l^0 - \Delta G_m K_m^0) / K_l^0, \quad (4)$$

где m — номер параметра, находящегося на последнем месте в векторе Ω_l .

При невозможности перевода n_l на последнее место в Ω_l выполняется процедура $\Delta G_l = \Delta G_l^{min}$ и проверяется условие его сохранения на первом месте в Ω_l после проведения повторного ранжирования его по $\Delta G_l K_l^0$.

Невозможность перевода n_l с первого места в Ω_l при $\Delta G_l = \Delta G_l^{min}$ определяет необходимость проверки возможности реализации этой операции увеличением ΔG_l следующих за ним всех или, по меньшей мере, одного параметра вектора Ω_l при условии

$$\Delta(i_k + \Delta g) < \Delta(i_k^{max}), \quad (5)$$

где

$$\Delta g = (\Delta G_i K_{ij}^0 - \Delta G_k K_{kj}^1) K_{ki}^0. \quad (6)$$

Любые повторные изменения ΔG для анализируемых управлений должны осуществляться только в одном направлении (уменьшения или увеличения).

Все операции, связанные с уменьшением ΔG анализируемых управлений, сопровождаются проверкой условия статической компенсации возмущений

$$(\Delta G_i - \Delta g) K_{ij}^0 > \Delta(G_k^* K_{ki}^0), \quad (7)$$

где $\Delta(G_k^*)$ — максимальное возмущение на i -ую цель.

Если в результате всех проведенных операций параметр n_i сдвигается с первого места на последнее в векторе Ω_i , n_i исключается из последующего анализа Ω_i . Если n_i смещается с первого места, но не на последнее — из Ω_i исключается n_i и следующие за ним параметры управления. Невозможность смещения n_i с первого места вектора Ω_i свидетельствует о неуправляемости объекта и необходимости параметра его исходной структуры. В случаях необходимости ввода контура стабилизации $n_i H_i^1$ ($H_i^1 \rightarrow n_i$) параметр n_i исключается из векторов управлений всех анализируемых целей.

Оставшиеся после выполнения этапа 2 альтернативные варианты анализируются (этап 3) с целью выбора организаций контуров, имеющих наилучшие динамические характеристики τ/T с использованием следующего эвристического правила.

3.1. Из ряда пар $n_1 H_1, \dots, n_2 H_2, \dots, n_m H_m$, удовлетворяющих условиям статической компенсации возмущений, пара $n_i H_i$ наиболее приемлема, если

$$\frac{\tau_1}{T_1} < \frac{\tau_2}{T_2} < \dots < \frac{\tau_m}{T_m}.$$

В результате проведенного ранжирования по τ/T на первых местах в векторах Ω ($i \in \bar{n}$) i -ой цели, ранжированных по $\Delta G K^0$ и τ/T , может оказаться одно и то же уравнение n_k . В этом случае осуществляются операции перевода n_k в векторах других целей по возможности на последние места и их исключение с использованием описанных выше процедур по изменению ΔG .

Если управление n_k , расположенные на первом месте в векторе Ω_i , ранжированном по τ/T , не стоит на первом месте в векторе Ω_j , ранжированном по $\Delta G K^0$, осуществляется перевод n_k по возможности на первое место в Ω_j , ранжированном по $\Delta G K^0$ с использованием процедур (3), (5). Если это не дает желаемого результата, анализ и модификация осуществляется для управлений n_1, \dots, n_m , следующих за n_k в векторе Ω_i , ранжированном по τ/T , до достижения перевода

на первое место в Ω_i ранжированном по ΔOK , управления с индексом анализируемого параметра Ω_i ранжированного по T . После этого также проводятся описанные выше операции исключения выбранного управления из последующего анализа для других целей.

В результате может возникнуть ситуация, при которой в векторе Ω_m m -ой цели не осталось ни одного управления. В этом случае осуществляется возврат к повторному анализу m -ой цели с рассмотрением следующего за ранее выбранным управления в векторе Ω_m ранжированном по τ/T . Эта процедура повторяется до исключения возникшей ситуации.

В случаях, когда анализируемая цель не измеряется непосредственно, ее величину определяют с помощью косвенных измерений других параметров, которые идентифицируются преследуемым расширением цели регулирования \bar{u}_i ($i \in \bar{n}$) сигнальным графе процесса (этап 4) с использованием следующих логических правил.

4.1. Для переменных, на которые влияют ограничения, встретившиеся переменные объединяются с ограничивающей переменной с помощью оператора «ИЛИ». Однако, если на встретившуюся переменную влияют другие переменные процесса, на которые не влияет ограничение, то эти переменные объединяются с встретившейся переменной с помощью оператора «И».

$$n_i = (n_j \vee (n_k \wedge n_l \wedge \dots \wedge n_r)) \vee \dots \vee n_m, \quad (8)$$

$$i \in \bar{n}, \quad n_j, n_k, \dots, n_m \in Y.$$

4.2. Для переменных, которые влияют на ограничение, встретившиеся переменные объединяются с ограничивающей переменной с помощью оператора «И».

$$n_i = (n_j \wedge n_k \wedge \dots \wedge n_m), \quad i \in \bar{n}, \quad n_j, \dots, n_k, \dots, n_m \in Y. \quad (9)$$

В формируемый на этапе 4 набор вариантов косвенных измерений анализируемых целей включаются только те параметры, которые непосредственно измеряются. Последующий анализ вариантов организации измерений осуществляется с помощью нижеследующего эвристического правила.

4.3. При наличии в анализируемом варианте измерения $n_i = F(n_j, j \in d)$ дискретно измеряемого параметра n_j ($n_j \in Y^d, j \in d$), целесообразно формирование варианта $n_i = F(n_j, n_m), j \neq m, (j, m \in d)$, если возможно косвенное аналоговое измерение $n_i = F(n_m, m \in d)$.

Полученные альтернативные варианты анализируются на этапе 5 с целью исключения из них вариантов, не удовлетворяющих условиям

$$n_j \leq n_i, \quad n_j \in Y, \quad i \in \bar{n}. \quad (10)$$

где T_{0i} — время запаздывания измерения i -ой цели путем измерения параметра M_i , τ_{0i} — время запаздывания выбранного канала воздействия „управляющая переменная — i -ая цель“.

В результате работы комплекса «LOGSIN» формируется дерево структур регулирования параметров анализируемой ХТС (этап б).

Проведенный анализ результатов использования комплекса «LOGSIN» при проектировании систем автоматизации различных объектов отрасли показал, что предложенный метод построения логических деревьев управления находится в полной согласованности с необходимыми условиями структурной управляемости и наблюдаемости.

Программный комплекс «LOGSIN» и все используемые при его работе модули реализованы на алгоритмическом языке PL/1 ОС ЕС (MVT, 6.1) и используются в настоящее время в Ереванском отделении ОНПО «Пластполимер» при разработке САР технологически параметров производств винилацетата и его производных.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Арунянц Г. Г. и др. Эволюционный алгоритм в комплексе программ оптимального проектирования САР параметров ХТС с использованием критерия «квотности» // Химическая технология — 1985, — № 6 — С. 50—53.

Ин ОНПО «ПЛАСТПОЛИМЕР»

25. 1. 1988

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLII, № 5, 1989, с. 257—259

ГДК 621.913.01:621.833

С. С. АВАЛЯНЦ, Э. А. ГОМКНЯН, Э. Г. САРКИСЯН

СИНХРОНИЗАЦИЯ, ЗАПОМИНАНИЕ И КОММУТАЦИЯ ИССЛЕДУЕМОГО ПРОЦЕССА ПРЕРЫВИСТОГО РЕЗАНИЯ

Предложенный способ синхронизации, запоминания и коммутации процессов прерывистого резания позволяет производить комплексную регистрацию и фиксацию исследуемой при экспериментах информации. Создается возможность выделения информации в разных промежуточных временах для каждого параметра процесса резания с обеспечением желаемой развертки на осциллографах, а также расчленения многоконтурного сигнала на тонах.

Քերտուս կտրման երևույթի հասարակական համաժամանակեցման, հիշման և փոխանցման անսխառնիվում մեթոդը ապահովում է փորձերից ստացված ինֆորմացիայի միասնականության գրանցումը և սկզբույժը: Հնարավորություն է ստեղծվում կտրման երևույթի յուրաքանչյուր արածետրի ինֆորմացիայի անջատում՝ ապահովելով օսցիլոգրաֆի զանկազան արկղից և եֆորմացիան ապրուհչանի բաժանված րուս տեղամասերի:

При исследовании сложных прерывистых процессов резания возникает необходимость выделения той информации, которая представ-

яет интерес для исследователя. Поскольку процесс, как правило, многофакторный, то одновременное исследование всех параметров и их анализ не представляется возможным без создания устройств синхронизации, запоминания и коммутации.

В настоящее время отсутствуют методика и технические возможности комплексной регистрации, фиксации и сравнения вырабатываемой в процессе исследования информации. Рекомендуемая аппаратура не обеспечивает их одновременное синхронное функционирование, громоздка и неудобна в эксплуатации, что приводит к большим трудовым затратам и не обеспечивает достоверность.

Так как зубодолбление относится по своей сложности и особенностям к классу прерывистых процессов резания, то решение вышеуказанной задачи позволит исследовать эти процессы. При поступлении разнородной информации, характеризующей сам процесс зубодолбления (силовая, тепловая, вибрационная и т. д.), возникает необходимость их сравнения по желанию исследователя на определенных промежутках времени.

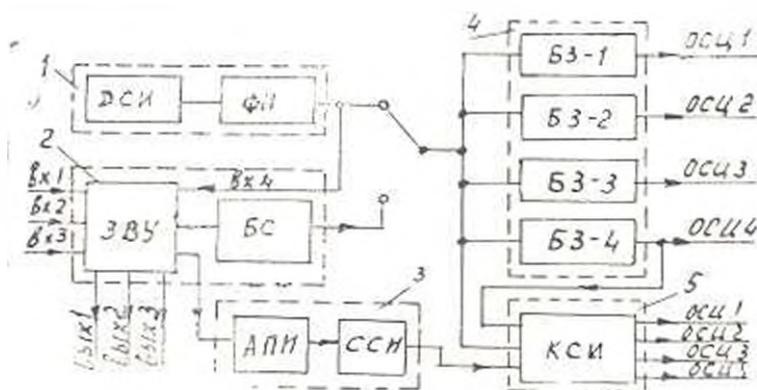


Рис.

Функциональная схема устройства для исследования и анализа процесса имеет следующий вид (рис.), где 1—блок формирования синхронимпульсов (ФС). ФС состоит из датчика синхронимпульсов (ДСИ), формирователя импульсов (ФН) и предназначается для получения и формирования синхронимпульсов независимо от повторяемости процесса резания; 2—блок записывающего и воспроизводящего устройства (ЗВУ). ЗВУ предназначается для одновременной записи синхронимпульсов и информации исследуемых процессов (сила, температура, вибростойкость, виброускорение и т. д.) с согласованием; 3—блок для автоматического поиска информации, считывания и выделения необходимого импульса, состоящего из устройства автоматического поиска импульсов (АПИ) и счетчика синхронных импульсов (ССИ). Блок обеспечивает автоматический поиск, считывание и выделение интересующего синхронимпульса процесса; 4—блок задержки синхронимпульсов (БЗ). Устрой-

ство ЗС состоит из четырех отдельных задерживающих блоков БЗ-1, БЗ-2, БЗ-3, БЗ-4, которые плавно задерживают синхронимпульсы от 0 до 3 с и подают на синхровходы осциллографов. Блок задержки позволяет производить поиск импульсного сигнала в желаемом диапазоне импульса с обеспечением необходимой развертки процесса по времени. С выхода блока БЗ-4 задержанные синхронимпульсы подаются на вход блока коммутатора: $\bar{5}$ блок коммутатора (КСИ) служит для коммутации синхронимпульсов на осциллографы. Заранее подобранный синхронимпульс через счетчик синхронимпульсов (ССИ) подается на запускающий вход коммутатора. Одновременно с блока БЗ-1 задержанные синхронимпульсы подаются на коммутатор для коммутации синхровходов осциллографов, что дает возможность упорядоченной записи на осциллографы интересующей информации.

С помощью предлагаемого устройства создается возможность сравнения и выделения информации в разных промежутках времени для каждого параметра процесса, подачи её на осциллографы с обеспечением желаемой развертки. Устройство позволяет также расчленить информационный сигнал на составляющие зоны и растянуть их по времени.

