

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ  
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ  
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ  
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК



МАШИНОСТРОЕНИЕ

М. В. КАСЬЯН, А. М. АРЗУМАНЯН

ДИНАМИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ  
 РЕЗАНИИ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Производительность станков во многих случаях ограничивается колебаниями, возникающими в результате взаимодействия системы СПИД. Перед подготовкой производства в современных условиях поставлена задача определения режимов резания, при которых отсутствуют вибрации и имеет место повышение динамической устойчивости инструмента.

Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке 1Е62М. В качестве режущего инструмента использована фрезерная головка, оснащенная пластиной из синтетического корунда для обработки латуни ЛС59-1 и дюралюминия Д16. Как известно, определение границы устойчивости при фрезеровании производится на эквивалентной модели резания, при которой направление изменения силы резания и толщины среза остаются постоянными.

Для расчета границы устойчивости необходимо определить АФЧХ инструмента и детали. Последняя определяется путем возбуждения с помощью переменной силы колебаний в направлении результирующей силы резания  $F_r$  и измерения амплитуд колебаний перпендикулярно плоскости резания по середине дуги контакта [1]. Известно также, что АФЧХ разомкнутой системы  $W(i\omega)$  является комплексной величиной и ее можно представить в следующих двух формах [2]:

$$W(i\omega) = Re(\omega) + Im(\omega); \quad (1)$$

$$W(i\omega) = A(\omega) e^{i\varphi(\omega)}, \quad (2)$$

где  $Re(\omega)$ ,  $Im(\omega)$  — вещественная и мнимая части;  $A(\omega)$ ,  $\varphi(\omega)$  — амплитуда и фаза колебаний:

$$A(\omega) = \sqrt{Re^2(\omega) + Im^2(\omega)}; \quad (3)$$

$$\varphi(\omega) = \arctg \frac{Im(\omega)}{Re(\omega)}. \quad (4)$$

Если применить упрощенные модели фрезерования для двух различных схем ориентации обработки (рис. 1) и на них распространить

теорию регенеративных вибраций, получим следующую зависимость для граничной глубины резания: при первой схеме (рис. 1а) —

$$t_{\min} \approx \frac{1}{\left| \operatorname{Re} \left( \frac{a}{F_0} \right) \right|_{\max}}, \quad \text{где } \operatorname{Re} \left( \frac{a}{F_0} \right) < 0. \quad (5)$$

При второй схеме (рис. 1б) резание должно оставаться устойчивым до бесконечно большой глубины резания, т. к. в направлении максимального изменения толщины среза не возникают компоненты колебаний.

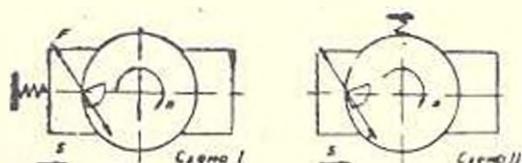


Рис. 1. Модель фрезерования при: а) при регенеративных вибрациях; б) устойчивом резании.

Опыты проведены по следующей методике. В силовую цепь станка был встроены искусственный ослабленный узел и при постоянной частоте вращения шпинделя изменялись глубины резания. Фиксирование амплитуды колебаний показывает, что для обеих схем (рис. 1а, б) граница устойчивости соответствует одной и той же глубине резания  $t = (0,28-0,3)$  мм, что не согласуется с теоретическими предположениями (рис. 2). Следовательно, необходимо разработать более точный метод аналитического исследования процесса фрезерования.

Рассмотрим станок как колебательную систему с бесконечно большим числом степеней свободы. Поскольку процесс прерывистого резания осуществляется на токарном станке, где фрезерная головка смонтирована в шпинделе, а деталь — на суппорте станка, то примерную расчетную схему упругой системы можно предложить согласно рис. 3.

Для полной деформации, когда наступает неустойчивость системы, на ЭВМ проведены расчеты в широком диапазоне изменения  $v$ ,  $s$  и  $t$  для двух материалов Д16 и ЛС59-1, обработанных одинаковым режущим инструментом рубин «Роза», согласно [1-3]. Эти расчеты показывают, что неустойчивое состояние появляется при  $\beta = 29^\circ 23'$  (ЛС59-1), для которого составлена АФЧХ системы.

Как показывают опыты, с увеличением скорости резания частота колебания резко возрастает, тогда как амплитуда не претерпевает заметных изменений. При  $v \geq 800$  м/мин процесс резания происходит с вибрациями (особенно по направлению оси  $y$ ), что связано с разницей амплитудой колебания суппорта станка и режущего инструмента.

С увеличением глубины резания, начиная с  $t = 0,01$  мм, частота колебания уменьшается, а амплитуда увеличивается почти пропорционально глубине резания при  $t > s$  [2]:

$$A = a \cos \gamma (\operatorname{ctg} \beta_1 - \operatorname{ctg} \beta_2). \quad (6)$$

Уравнение (6) показывает, что амплитуда связана, как с толщиной среза и передним углом  $\gamma$ , так и с углами сдвига  $\beta_1$  и  $\beta_2$ . При изменении толщины среза в диапазонах  $l > s$  наблюдается уменьшение вибрации, которое объясняется тем, что с повышением подачи влияние округления лезвия  $\rho$  на процесс резания сказывается в меньшей мере.

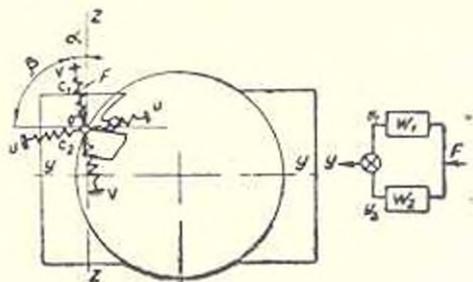
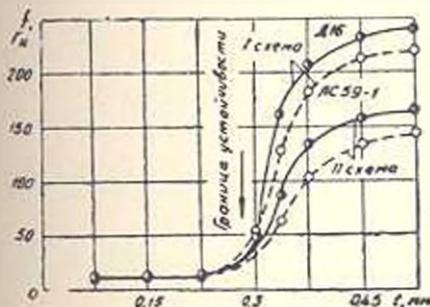


Рис. 2. Границы устойчивости для двух схем.

Рис. 3. Расчетная схема упругой системы.

При изменении толщины среза в диапазоне  $s > l$  снова появляется неустойчивость процесса резания, которая появляется в циклическом образовании стружки и вызванном вследствие этого изменении силы резания. При изменении  $s$ ,  $s$  и  $l$  устойчивость системы больше нарушается при обработке Д16, чем ЛС59-1.

Установлено, что во многих случаях теоретическая граница виброустойчивости соответствует экспериментальной границе для нормальных колебаний, но наблюдаются отдельные случаи, когда теоретические граничные кривые не совпадают с экспериментальными. Это свидетельствует о том, что принятая расчетная схема полностью не отражает сущности процесса прерывистого резания. Пользуясь предлагаемой методикой, можно и для этих случаев получить граничные уравнения, которые позволяют предварительно наметить границы зоны устойчивости.

Однако принятая расчетная схема обеспечивает удовлетворительное прогнозирование характеристики устойчивости фрезерной головки при изменении условий резания. Изучение динамической устойчивости при прерывистом резании цветных металлов показывает, что те оптимальные сочетания условий резания, которые были определены в [4, 5], полностью подтверждаются ввиду отсутствия вибраций.

Лен. фил. ЕрПИ им. К. Маркса

30.1.1985

Մ. Վ. ԿԱՍՏԱՆ, Ա. Մ. ԱՐԶՈՒՄԱՆՅԱՆ

ԳՈՒՆԱՎՈՐ ՄԻՏԱՎՆԵՐԻ ԸՆԴՀԱՏՎՈՂ ԿՏՐՄԱՆ ԸՆԹԱՅՔՈՒՄ  
ԳԻՆԱՄԻԿԱԿԱՆ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա. մ փ ո փ ո ի մ

Քերտած են գտնալոր մետաղների սինթետիկ ստառակե թիթիղներով նորը  
նախատային ֆրեզերման ընթացքում դինամիկական կալանության հետազո-

տության արդյունքները: Քանի որ ֆրեզերման պրոցեսը մոդելացված է խառ-  
տային հաստույթի վրա, ուստի բերված է առաձգական համակարգի սխեման,  
որի օգնությամբ որոշվում է սահքի անկյան մեծությունը ամենից անկայուն  
վիճակում: Յուրյ է տրված, որ կայունության սահմանները մշակման սարքեր  
սխեմաների դեպքում նույնն են: Հիմնավորված է, որ դինամիկ կայունության  
չափանիշ կարելի է բնդունել համակարգի ամպլիտուդա-ֆազային հաճախա-  
կանության բնութագրերը (ԱՅՀԲ):

## Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Roese H. Untersuchung der dynamischen stabilität beim Fräsen. — Ind.-Anz., 1968, 90, № 50, s. 1045—1048.
2. Кудинов В. А. Динамика станков.— М.: Машиностроение, 1969.— 344 с.
3. Багдасарян Г. Б. Исследование особенностей технологических и динамических характеристик СПИД при прерывистом резании.— Днев. ... канд техн. наук — Ереван, 1969.— 199 с.
4. Багдасарян Г. Б., Арзуманян А. М. Определение оптимальных параметров прерывистого резания цветных металлов.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1979, т. XXXII, № 4, с. 53—56.
5. Арзуманян А. М. Тонкая обработка медных и алюминиевых сплавов режущими пластинками из лейкоцифрала и рубина «Роза». — В сб.: «Синтез и применение сверхтвёрдых материалов». Киев: Изд-во ИСМ АН УССР, 1981, с. 61—66.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

В. С. ХОМЯКОВ, О. В. ДАБАГЯН

АЛГОРИТМ ИДЕНТИФИКАЦИИ УПРУГИХ СИСТЕМ СТАНКОВ

Для анализа колебаний и оптимального конструирования станков необходимы адекватные математические модели их упругих систем (УС). Такие модели во временной области, как правило, представляют собой систему линейных дифференциальных уравнений

$$[A]\{\ddot{q}\} + [B]\{\dot{q}\} + [C]\{q\} = \{D\}, \quad (1)$$

где  $\{q\}$  и  $\{D\}$  — соответственно  $n$ -мерные векторы обобщенных координат УС и обобщенных внешних силовых воздействий на нее;  $[A]$ ,  $[B]$ ,  $[C]$  — симметричные матрицы размера  $(n \times n)$ , элементы которых являются функциями  $s$ -мерного вектора  $\{a\}$  параметров УС. Расчетное определение значений элементов матриц  $[A]$ ,  $[B]$ ,  $[C]$  модели (1) в большинстве случаев не позволяет сразу получить динамические характеристики УС, которые совпали бы с экспериментальными, т. к. имеет место значительная неопределенность расчетных оценок ряда конструктивных параметров УС. Рассматриваемый ниже алгоритм идентификации позволяет на основе данных эксперимента проводить последовательное уточнение значений конструктивных параметров УС с целью обеспечения адекватности ее расчетных и экспериментальных динамических характеристик.

Начальные оценки параметров станка и данные эксперимента в общем случае являются случайными величинами. Так как в дальнейшем используются линейные уравнения идентификации и уравнения метода наименьших квадратов, то имеется возможность статистического анализа полученных оценок на всех этапах процедуры идентификации.

Пусть заданы или определены по чертежам станка начальные оценки  $\{\hat{a}\}_0$  элементов  $s$ -мерного вектора  $\{a\}$  неизвестных конструктивных параметров УС. Обозначим буквой  $u$  номер шага процедуры. Перед началом идентификации ( $u = 1$ ) считаем параметры  $\{a\}$  нормально распределенными случайными величинами со средними значениями

$$\{a\}_u = M\{\hat{a}\}_u = \{\hat{a}\}_{u-1} = \{\hat{a}\}_0 \quad (2)$$

и ковариационной матрицей

$$[\text{cov}(z, z)]_{n-1} = M \{ [z - \bar{z}_{n-1}] [z - \bar{z}_{n-1}]^T \}, \quad (3)$$

которая также должна быть задана. Эта матрица диагональная, каждый ее элемент представляет начальную оценку  $(s_{ij}^0)_{n-1}$  дисперсии соответствующего параметра  $(z_i)_{n-1}$  станка. По  $\{\bar{z}\}_0$  можно вычислить матрицы  $[A]$ ,  $[B]$ ,  $[C]$  системы (1), а затем, решая задачу о собственных значениях, найти вектор собственных значений  $\{\lambda\}_0$  и модальную матрицу  $[\psi]_0$ , составленную из собственных векторов УС станка.

Запишем все найденные собственные значения и соответствующие им собственные векторы в виде вектора оценок характеристик собственных форм колебаний  $\{\bar{w}\}_0 = \begin{Bmatrix} \{\lambda\}_0 \\ \{\psi\}_0 \end{Bmatrix}$  или в более общем виде  $\{\bar{w}\}'_1$ .

Допустим, что функциональная зависимость между выходными характеристиками  $\{w\}$  собственных форм колебаний и параметрами  $\{z\}$  УС станка аппроксимируется суммой членов степенного ряда Тейлора. Линейная часть разложения имеет вид:

$$\{w\} = \{\bar{w}\}_{n-1} + [U]_{n-1} \{\Delta z\}, \quad (4)$$

где  $[U]_{n-1}$  — матрица чувствительности характеристик собственных форм колебаний УС станка по его параметрам при  $\{z\} = \{\bar{z}\}_{n-1}$ ;  $\{\Delta z\} = \{z - \bar{z}_{n-1}\}$  — отклонение параметров станка.

С учетом (2) и (3) среднее значение вектора  $\{\Delta z\}$ :

$$\{m_{\Delta z}\} = M \{ \{\Delta z\} \} = M \{ \{z - \bar{z}_{n-1}\} \} = \{0\}, \quad (5)$$

а ковариационная матрица —

$$\begin{aligned} [\text{cov}(\Delta z, \Delta z)] &= M \{ [\Delta z] [\Delta z]^T \} = \\ &= M \{ [z - \bar{z}_{n-1}] [z - \bar{z}_{n-1}]^T \} = [\text{cov}(z, z)]_{n-1}. \end{aligned} \quad (6)$$

Предположим, что  $r$  элементов вектора  $\{w\}$  можно измерить в ходе экспериментов на станке. Так как измерения содержат ненаблюдаемые ошибки  $\{\varepsilon\}$ , то  $r$ -мерный вектор  $\{\bar{w}\}'_1$  средних значений экспериментальных характеристик собственных форм колебаний станка принимаем в виде аддитивной смеси

$$\{\bar{w}\}'_1 = \{w\} + \{\varepsilon\}.$$

Учитывая (4), получим:

$$\{\bar{w}\}'_1 = \{\bar{w}\}_{n-1} + [U]_{n-1} \{\Delta z\} + \{\varepsilon\}$$

или

$$\{\Delta w\}'_{n-1} = \{\bar{w}\}'_1 - \{\bar{w}\}_{n-1} = [U]_{n-1} \{\Delta z\} + \{\varepsilon\}. \quad (7)$$

Уравнение (7) характеризует вариацию характеристик  $\{\Delta w\}$  УС станка при отклонении ее параметров  $\{\Delta z\}$ . Матрица чувствительности  $[U]_{n-1}$  предполагается известной. Она отыскивается с помощью модели чувствительности [1] при известной исходной системе (1) и параметрах  $\{\alpha\}_{n-1}$ . Так как вектор  $\{\bar{z}\}_n$  значительно короче  $\{\bar{z}\}_{n-1}$ , то в (7) используется лишь часть последнего, которая содержит лишь элементы имеющиеся в  $\{\bar{w}\}_n$ .

Считаем составляющие вектора  $\{z\}$  нормально распределенными случайными величинами с нулевым средним

$$\{p_z\} = M\{\{z\}\} = \{0\} \quad (8)$$

и ковариационной матрицей  $[\text{cov}(z, z)]$ , каждый диагональный элемент которой представляет собой оценку  $s_z^2$  дисперсии соответствующей экспериментально найденной величины  $w_{ii}$ . Зная среднее квадратическое отклонение  $s_z = +1 \bar{s}_z$ , можно оценить сходимость  $\{\bar{w}\}_{n-1}$  и  $\{\bar{w}\}_n$  после очередного шага процедуры идентификации.

Определим статистические характеристики вектора  $\{\Delta w\}_{n-1}$ . Из (5)–(8) следует, что его среднее значение равно

$$\{p_{\Delta w}\} = M\{\{\Delta w\}_{n-1}\} = M\{\{\Delta z\}\} = M\{\{z\}\} = \{0\}, \quad (9)$$

ковариационная матрица —

$$\begin{aligned} [\text{cov}(\Delta w, \Delta w)]_{n-1} &= M\{\{\Delta w\}_{n-1} \cdot \{\Delta w\}_{n-1}^T\} = \\ &= [U]_{n-1} \cdot [\text{cov}(z, z)]_{n-1} \cdot [U]_{n-1}^T + [\text{cov}(z, z)], \end{aligned} \quad (10)$$

и взаимно-ковариационная матрица —

$$[\text{cov}(\Delta w, \Delta z)]_{n-1} = M\{\{\Delta w\}_{n-1} \cdot \{\Delta z\}_{n-1}^T\} = [U]_{n-1} \cdot [\text{cov}(z, z)]_{n-1}. \quad (11)$$

Задача идентификации, как обратная задача теории чувствительности, состоит в нахождении по вектору вариаций характеристик  $\{\Delta w\}_{n-1}$  наилучшей линейной несмещенной оценки  $\{\Delta z\}_{n-1}$  вектора отклонений параметров  $\{z\}$ , чему соответствует формальное соотношение

$$\{\Delta z\}_{n-1} = [P] \cdot \{\Delta w\}_{n-1}, \quad (12)$$

где  $[P]$  — матрица размера  $(s \times r)$ .

Оценка  $\{\Delta \alpha\}_0$ , вычисленная на первом шаге процедуры, позволяет найти уточненное значение оценки вектора  $\{z\}$  параметров станка  $\{\alpha\}_1 = \{\alpha\}_0 + \{\Delta z\}_0$ , которое является опорным для второго шага и так далее до тех пор, пока не будет достигнуты удовлетворительная сходимость или не будет превышено заданное максимальное число шагов.

Матрица  $[\beta]$  может быть найдена путем минимизации ковариационной матрицы оценки  $\{\hat{\alpha}\}_u$  вектора параметров  $\{\alpha\}$ :

$$\begin{aligned} [\text{cov}(z, z)]_u &= M\{(\hat{z} - \hat{z}_y) | \hat{z} - \hat{z}_y |^T\} = \\ &= M\{(\Delta z - \Delta \hat{z}_{u-1}) | \Delta z - \Delta \hat{z}_{u-1} |^T\}, \end{aligned} \quad (13)$$

где

$$\hat{\alpha}_u = \hat{\alpha}_{u-1} + [\Delta \alpha]_{u-1}. \quad (14)$$

Для этого, подставив (12) в (14), формально продифференцируем квадратичную форму  $[\text{cov}(\alpha, \alpha)]_u$  по элементам матрицы  $[\beta]$  и приравняем полученное выражение нулевой матрице:

$$M[-2\{\Delta w\}_{u-1} (\Delta \alpha - [\beta] \{\Delta w\}_{u-1})^T] = [0]$$

или

$$M[\{\Delta w\}_{u-1} \{\Delta \alpha\}^T] = M[\{\Delta w\}_{u-1} \{\Delta w\}_{u-1}^T \cdot [\beta]^T]. \quad (15)$$

Отсюда после подстановки (10) и (11) получим

$$[\beta] = [\text{cov}(\Delta w, \Delta \alpha)]^T \cdot ([\text{cov}(\Delta w, \Delta w)]^T)^{-1}. \quad (15)$$

Наконец, используя (12) и (14), получим формулу для вычисления уточненной оценки вектора параметров  $\{\alpha\}$  на  $u$ -м шаге процедуры идентификации:

$$\begin{aligned} \hat{\alpha}_u &= \hat{\alpha}_{u-1} + [\text{cov}(z, \alpha)]_{u-1}^T \cdot [U]^T \cdot ([U] \cdot [\text{cov}(z, z)]_{u-1} \cdot [U]^T + \\ &+ [\text{cov}(z, z)]^{-1} \cdot \{\bar{w}\}_u - \{\bar{w}\}_{u-1}). \end{aligned} \quad (17)$$

Ковариационная матрица оценки  $\{\hat{\alpha}\}_u$  имеет вид:

$$\begin{aligned} [\text{cov}(\alpha, \alpha)]_u &= [\text{cov}(\alpha, \alpha)]_{u-1} - [\text{cov}(\alpha, z)]_{u-1}^T \cdot [U]^T \cdot ([U] \cdot [\text{cov}(z, z)]_{u-1} \times \\ &\times [U]^T + [\text{cov}(z, z)]^{-1} \cdot [U] \cdot [\text{cov}(z, z)]_{u-1}). \end{aligned} \quad (18)$$

Полученные формулы и выражения дают возможность представить алгоритм итерационной процедуры идентификации в виде блок-схемы, показанной на рисунке. Следует также отметить, что измеренные формы колебаний могут не совпадать с нормальными, хотя в уравнении (7) при определении вариаций  $\{\Delta w\}_{u+1}$  в роли  $\{\bar{w}\}_u$  выступают нормальные формы колебаний. Поэтому при обработке данных эксперимента лучше дополнительно использовать процедуры модульного анализа [2].

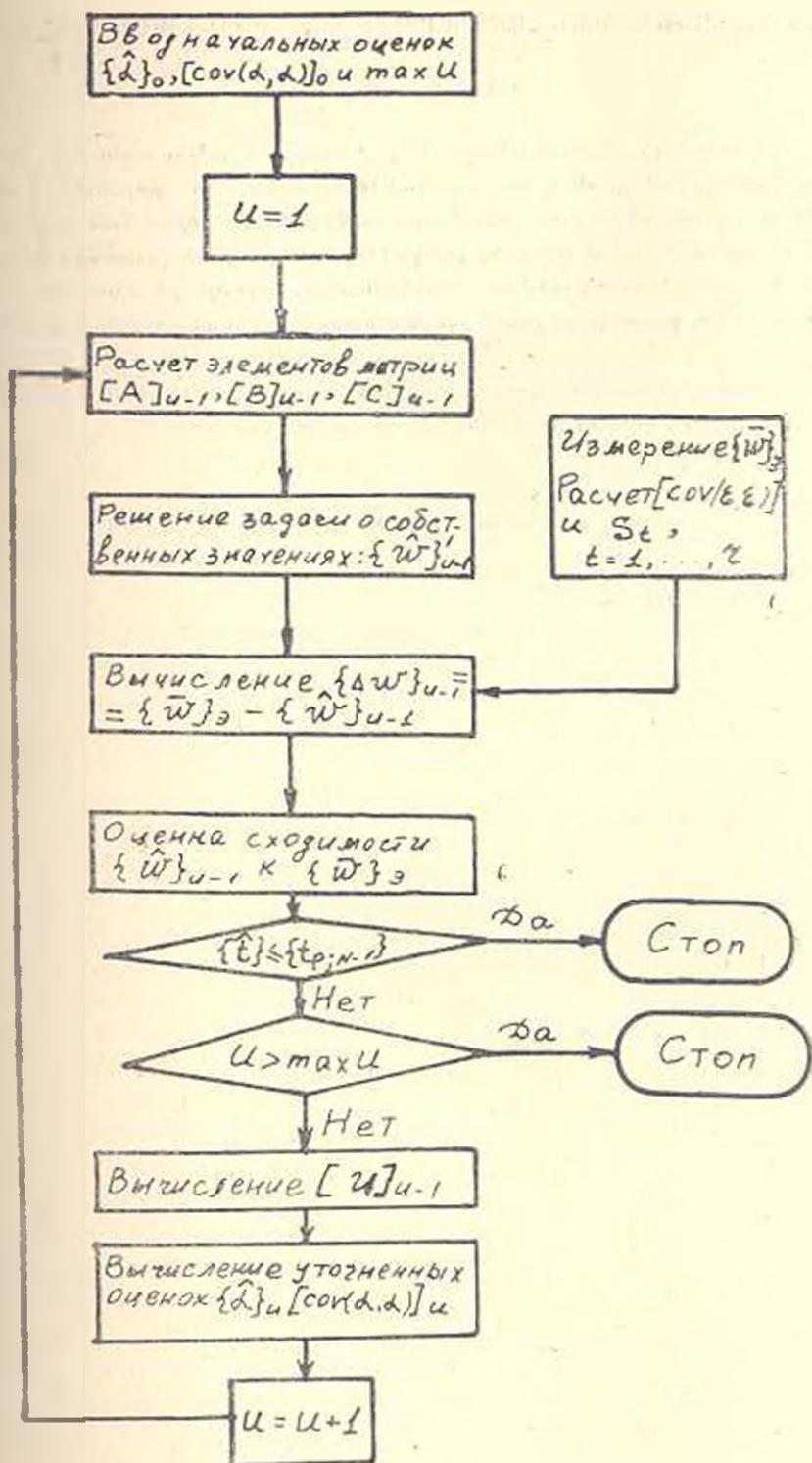


Рис.

## ՀԱՍՏՈՑԻ ԱՌԱՋՔԱԿԱՆ, ՀԱՄԱԿԱՐԳԵՐԻ ՆՈՒՅՆԱԿԱՆԱՅՄԱՆ ԱԼԳՈՐԻՓՄԸ

## Ա մ փ ո փ ու Վ

Հոգվածում դիտված եղանակը թույլ է ապիրս ճշտելու հաստոցի հաշվարկային մոդելի իներցիոն և առաձգական պարամետրերը փորձնական տվյալներով ստացված սեփական հաճախականությունների և կրող համակարգի առանումների ձևի հիման վրա: Նույնականացման պրոցեսի ղուգամիտման արագացման համար օգտագործվում են փորձնական տվյալների սխալների և հաստոցի անհարո կառուցվածքային պարամետրների վիճակադրական գնահատականները:

Ալգորիթմը կարող է օգտագործվել հաստոցի առաձգական համակարգի նույնական մոխեմատիկական մոդելի ստացման համար:

## Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Розенбассер Е. Н., Юсупов Р. М. Чувствительность систем управления.— М.: Наука, 1981.— 464 с.
2. Хомяков В. С., Досько С. П. Идентификация динамических систем станков в частоте: обзор.— В сб.: Динамика станков. Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конференции.— Куйбышев: 1984, с. 184—186.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

А. И. САГРАДЯН

О МЕХАНИЗМЕ ИЗНАШИВАНИЯ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ  
 РЕЗЦОВ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СПЛАВОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ  
 СТАЛЕЙ

Имеющиеся исследования [1—4], которые проведены в зоне скоростей, соответствующих условиям наростообразования, показали появление «белого слоя» на передней поверхности инструмента при обработке резцами из быстрорежущих сталей и твердых сплавов. Однако о природе этого явления нет единого мнения. В одном случае это связывают с диффузионными явлениями [2], а в другом — отдают предпочтение адгезионным явлениям [3].

Целью настоящей работы является изучение явлений на контактных поверхностях резцов из новых инструментальных материалов типа В14М7К25, В11М7К23 в широком диапазоне скоростей от 5 до 120 м/мин при обработке сталей 45, 2Х13 и Р18. Полученные результаты сравнивались с данными при обработке резцами из быстрорежущих сталей Р18 и Р9К5. Изучение контактной зоны проводилось металлографическим методом и с помощью микрорентгеноспектрального анализатора УХА-5. Ниже приводятся данные при точении сталей 45, 2Х13 на станке 1К62 с вариатором ВР-1, резцами из В14М7К25 и Р18 при скоростях  $V_{40} = 65$  м/мин,  $V_{60} = 45$  м/мин и соответственно  $V_{80} = 80$  м/мин,  $V_{90} = 35$  м/мин, при одинаковых  $s = 0,30$  мм/об и  $t = 2$  мм.

Металлографические и микрорентгеноспектральные исследования показали, что между застойным слоем и передней поверхностью инструмента образуется «белый слой» (рис. 1), толщина которого зависит от инструментального и обрабатываемого материалов и режимов резания.

Микрорентгеноспектральные исследования химического состава «белого слоя» показали, что его матрица состоит из железа, в котором диффундируют легирующие компоненты из инструментального материала. В результате образуется тонкий нетравящийся слой, армированный карбидами и интерметаллидами, твердость которого выше твердости исходного инструментального материала и равна 1150—1200 НВ. Характер и распределение нормальных и касательных напряжений в зоне контакта передней поверхности резца со стружкой известны [1]. Толщина «белого» и застойного слоев зависит от величины касательных напряжений и химического состава взаимодействующих пар ре-

зсц—обрабатываемая деталь, что получено по результатам настоящей работы (рис. 2).

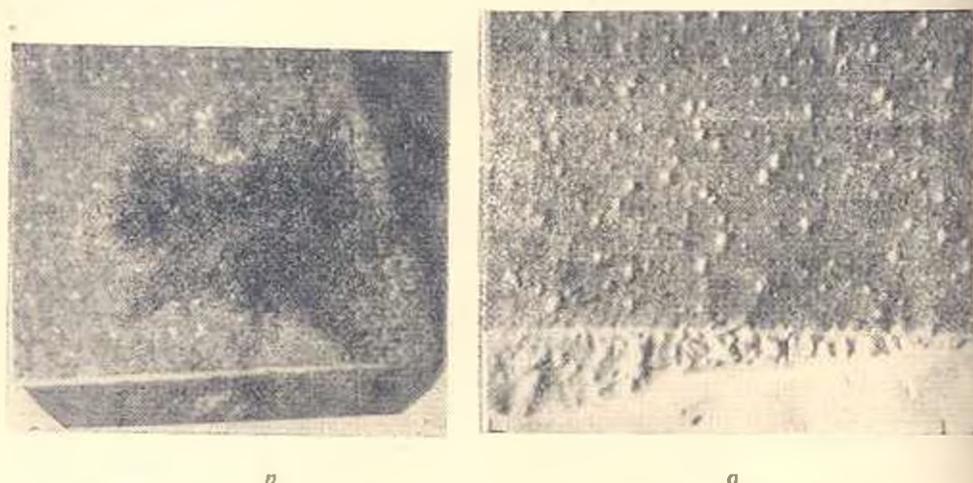


Рис. 1. „Белый слой“ на контакте резцов из В14М7К25 при обработке стали 45 на участках: а) пластического контакта (МНМ —8,  $\times 500$ ); б) упругого контакта (УХА —5,  $\times 300$ ).

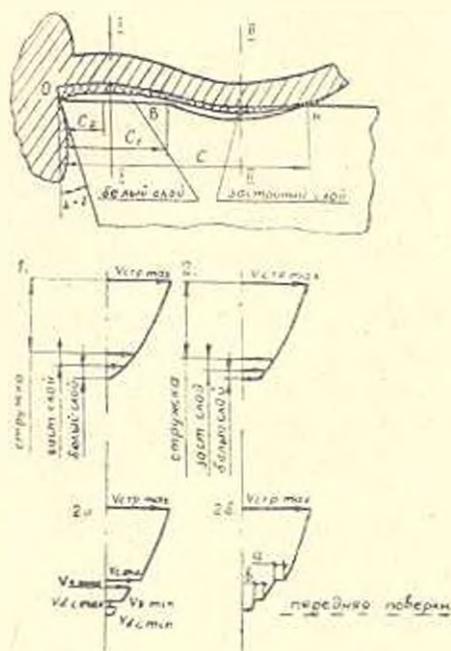


Рис. 2. Приближенная схема состояния изнашивания передней поверхности при точении стали 45 резцами из В14М7К25 режимами  $V_{с0} = 65$  м/мин;  $s = 0,30$  мм/об;  $t = 2$  мм и диаграммы изменения скоростей схода стружки, застойного и „белого“ слоев на передней поверхности и сечении I—I и II—II.

Если в имеющихся исследованиях наличие «белого слоя» было обнаружено только на участке пластического контакта передней поверх-

ности, то он обнаружен и на участке упругого контакта. На рис. 2 показан характер контакта сходящей стружки по передней поверхности реза в стадии установившегося износа, где участок ОВ характеризует зону пластического контакта, а ВК — упругого. На участке ОВ (сечение 1—1) подтверждается наличие нулевых скоростей скольжения прирезного слоя стружки, вследствие чего «белый слой» носит постоянный характер с начала работы до конца установившегося износа. В зоне упругого контакта наблюдается несколько иной характер поведения «белого слоя». Так как в этой зоне резец изнашивается с меньшей интенсивностью, чем при отсутствии «белого слоя», можно утверждать, что он скользит по поверхности лунки. Причиной износа здесь, по всей вероятности, являются адгезионные и диффузионные явления, т. к. температура в зоне лунки, в субмикротолщинах контактной площадки инструмента при высоких давлениях настолько повышается [5], что эти площадки оплавляются и «белый слой» скользит вместе со стружкой и застойным слоем по поверхности инструмента. Верхние участки «белого слоя», толщина которых в середине лунки примерно 3—4 мкм, увлечены со сходящей стружкой и застойным слоем, уносятся, а на контакте возникают новые слои. Однако, вследствие диффузии легирующих элементов резового материала в зону контакта и имеющих место адгезионных явлений, износ в этой зоне имеет малую интенсивность. Скорость восстановления новых слоев «белого слоя», с течением времени снижается, но должна быть равна или больше скорости его схода. Это явление имеет место до того момента, пока не началось разрушение контактных поверхностей в стадии катастрофического износа, при которой разрушение намного превышает скорости восстановления «белого слоя».

Природа этого явления связана с изменением направления теплового потока от задней поверхности к стружке, вследствие чего «белый слой» теряет свои защитные функции. Нами для объяснения процессов, происходящих в контакте, принята гидродинамическая модель [6].

Наличие разницы в физических свойствах контактирующих слоев (стружки, застойного и «белого» слоев) обуславливает разную плотность, вязкость, теплопроводность, силу взаимного сцепления, коэффициенты трения и других параметров. Поэтому скорость схода стружки по высоте от наружного до прирезного «белого слоя» будет уменьшаться, что приведет к уменьшению интенсивности изнашивания передней поверхности инструмента. Это видно из приведенных на рис. 2 диаграмм. При этом градиент скорости уменьшается со смещением в сторону упругого контакта и равен нулю при выходе стружки из зоны контакта, где она по всему сечению приобретает постоянную скорость. Учитывая, что по свойствам и природе более похожи друг на друга застойный и «белый» слои, чем застойный слой и стружка, то сдвиг между первой парой будет намного меньше, чем между второй, т. е.  $b < a$  (рис. 2).

Проведенными исследованиями подтвердились полученные в [1, 4] данные о существовании двух зон на участке пластического контакта: зоны деформационного упрочнения и температурного разупрочнения.

Участок пластического контакта, где толщина «белого слоя» увеличивается от нуля до максимума — область деформационного упрочнения  $C_1$ , а участок  $C_1-C_2$  соответствует температурному разупрочнению (рис. 3).

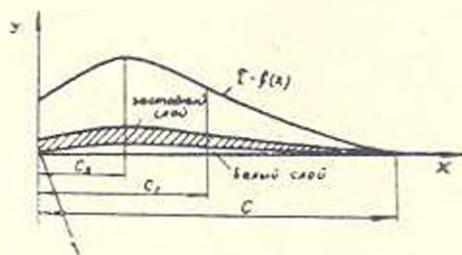


Рис. 3. Характер изменения толщины застойного и «белого» слоев в зависимости от касательных напряжений по ширине контакта.

Из рис. 3 видно, что при точении стали 45 резцами В14М7К25 на участке контакта передней поверхности толщина застойного и «белого» слоев на всем участке пластического контакта изменяется по кривой, схожей с законом изменения касательных напряжений. Из микрофотографии участка пластического контакта видно, что касательные напряжения  $\tau_F$  на этом участке имеют экстремальный характер. При этом большую роль играет коэффициент трения между стружкой и передней поверхностью инструмента. Замечено, что на участке внешнего трения, где  $\tau_F$  снижается, уменьшается и толщина застойного и «белого» слоев, а при близких к нулю значениях  $\tau_F$  «белый слой» исчезает. Наличие «белого слоя» на участке упругого контакта у резцов из В14М7К25 в отличие от Р18 снижает интенсивность нарастания лунки. Это привело к тому, что скорость резания у резцов из В14М7К25 по сравнению с Р18 и Р9К5 при равных стойкостях, примерно, 1,5 раза больше. Экспериментально установлено, что с повышением пластичности обрабатываемой стали, а также в зависимости от химического состава толщина «белого слоя» резко возрастает. Причем, при обработке стали 2Х13 толщина и устойчивость застойного и «белого» слоев настолько повышается, что передняя поверхность резца в течение работы всего периода назначенной стойкости не изнашивается [7]. Это дает возможность повышать скорость резания до  $v_{0,0} = 80$  м/мин, которое соответственно для Р18 равно 35 м/мин, чем и подтверждается защитный характер «белого слоя». При обработке сырой быстрорежущей стали Р18 на участке контакта наличие «белого слоя» не обнаружено.

В результате анализа полученных данных выяснилось, что «белый слой», играя роль теплоизолятора, защищает переднюю поверхность от интенсивного воздействия тепловых потоков. Кроме того, защищая зону контакта от непосредственного соприкосновения инструментально-

го материала со сходящей стружкой, этот слой способствует резкому уменьшению интенсивности адгезионного, абразивного и диффузионного взаимодействий стружки на инструмент, чем и повышает его долговечность.

Ա. Ի. ԽԱՀՐԱՅԻՆ

ՊՈՎՊԱՏՆԵՐԻ ՄՇԱԿՄԱՆ ՊՐՈՑԵՍՈՒՄ ԱՐԱԳԱՀԱՏ ՀԱՄԱՁՈՒՂԱԾՔԻՑ  
ԿՏԻՉՆԵՐԻ ԱՌՋԵԿԻ ՄԱԿԵՐԵՎՈՒՅՑԻ ՄԱՆՄԱՆ ՄԻՈՒՆԻՉՄԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Քննարկվում է զործիրի առջևի նիստի կոնտակտի մակերևույթի մաշման նոր մեխանիզմ, որտեղ կարևոր առիթ է տրվում միջանկյալ բնական պաշտպանիչ՝ ալյուսին կոշիված սպիտակ շերտին: Այդ շերտը արագահատ համաձուլվածքի զործիրանյութից պատրաստված կարիշներով պողպատների մշակման պրոցեսում հայտնաբերվում է պլաստիկ և ասաձգական կոնտակտի տիրույթներում: Միաժամանակ տրվում է նաև հետազոտող առջևի շարժման կինեմատիկայի և արագության գրադիենտի փոփոխումը կոնտակտի սզջ տիրույթում, որով մասամբ բացատրվում է առջևի նիստի կոնտակտի մակերևույթի մաշման ինտենսիվության նվազումը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Развитие науки о резании металлов /Под ред. Н. И. Зорева.— М.: Машиностроение, 1978.— 116 с.
2. Venkatesch V. C. Diffusion wear of highspeed steel tools advance. — Tool Design and Res. Oxiord—London: Pergamon Press, 1967, p. 401—413.
3. Diedezich W. Metallische Zwischenschichten im Bezeich der Aufbauschneidenbildung. — Ind-Anz., 1968, 901, № 24 s. 457—460.
4. Тагантов Н. В., Такин А. И. Исследование кинематики и процесса пластичекого деформирования контактных слоев стружки.— В сб.: «Совершенствование процессов резания и повышения точности металлорежущих станков». Ижевск: изд-во ИИИ, 1969, вып. 3, с. 5—21.
5. Саградян Լ. Ի. Исследование температурных полей методом конечных разностей.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1981, т. XXXIV, № 6, с. 3—9.
6. Лам М. М. Гидродинамическая теория резания металлов и практика ее применения.— Харьков: Изд-во Харьков. ун-та, 1956.— 243 с.
7. Саркисян К. А., Саградян Լ. Ի. Исследование особенностей развития плюса резания из В14М7К25 при наличии нескольких очагов.— В сб.: «Резание труднообрабатываемых материалов», Ереван: Изд-во АН АрмССР, 1975, вып. IV, с. 129—132.



МАШИНОСТРОЕНИЕ

Ю. И. ШАГАЕВ, М. Г. СТАКЯН, Н. С. ИСАХАНИЯН

ИЗМЕРЕНИЕ МИКРОТВЕРДОСТИ В ПРОЦЕССЕ  
УСТАЛОСТНОГО ПОВРЕЖДЕНИЯ ДЛЯ ОЦЕНКИ  
РАБОТОСПОСОБНОСТИ ИЗДЕЛИЙ

При анализе усталостных повреждений конструкционных сталей одной из основных задач является определение уровня нагружения разрушенной детали. Имеющиеся рекомендации [1] позволяют оценивать действующую на деталь нагрузку по площади зоны долома или моменту сопротивления сечения с трещиной. Для анализа эксплуатационных разрушений можно применить также метод электронной фрактографии, однако он сложен и требует дальнейшего совершенствования [2].

Для оценки напряженно-деформированного состояния материалов, благодаря своей надежности и доступности большое распространение получил метод измерения микротвердости. Это объясняется тем, что микротвердость хорошо отражает все стадии процесса усталостного разрушения и вместе с тем является тонким и надежным методом физико-механического анализа, позволяющим установить связь микротвердости с другими механическими характеристиками материалов. Для изломов деталей из высокопрочных и закаленных до высокой твердости сталей, где характерные зоны развития усталостных трещин в меньшей степени проявляются или визуально не обнаруживаются, метод измерения микротвердости остается основным для изучения причин усталостного разрушения. Была предпринята также попытка применения этого метода к количественному определению напряжений при изломе [3]. Выявлен характер изменения микротвердости при напряжениях, ниже или равных пределу выносливости жаропрочных сплавов при температурах (770—970) К [4].

Целью настоящей работы является выяснение характера изменения микротвердости и физико-механических свойств материала в зависимости от уровня циклических перенапряжений в процессе избирательного развития усталостных трещин и после окончательного разрушения материала.

Испытывались образцы из стали 36Г2С ( $\sigma_{-1} = 300 \text{ Н/мм}^2$ ) на усталостной машине МУН-6000 при пяти уровнях перенапряжений. Замер микротвердости осуществлялся через  $N = 2 \cdot 10^4$  циклов и повторялся, примерно, 15 раз до окончательного разрушения. Измерения микро-

твёрдости проводились на приборе ПМТ-3 при нагрузке на микроиндентор I II согласно ГОСТ 9450—76. Распределение микротвёрдости  $H_{0,05}$  изучалось в 30 точках вдоль оси образца по шести образующим периметра в зоне минимального диаметра образца, в пределах полированного пояса, приготовленного как металлографический шлиф.

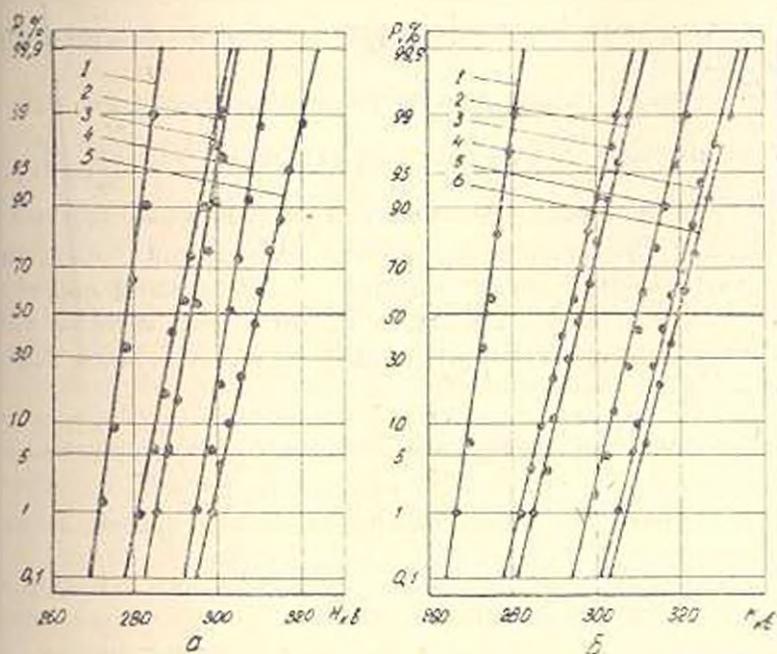


Рис. 1 Изменение среднего значения микротвёрдости в зависимости от циклической долговечности: а) при  $\sigma = 340 \text{ H/mm}^2$ ; 1 —  $N_1 = 0$ ; 2 —  $N_2 = 3,5 \cdot 10^5$ ; 3 —  $N_3 = 4,4 \cdot 10^5$ ; 4 —  $N_4 = 8,1 \cdot 10^5$ ; 5 —  $N_5 = N_p = 9,6 \cdot 10^5$ ; б) при  $\sigma = 400 \text{ H/mm}^2$ ; 1 —  $N_1 = 0$ ; 2 —  $N_2 = 1,1 \cdot 10^6$ ; 3 —  $N_3 = 1,5 \cdot 10^6$ ; 4 —  $N_4 = 3 \cdot 10^6$ ; 5 —  $N_5 = 4 \cdot 10^6$ ; 6 —  $N_6 = N_p = 4,5 \cdot 10^6$ .

Для уменьшения разброса данных измерений и повышения достоверности полученных результатов после каждой стадии циклического нагружения измерения проводились на слегка протравленных образцах. Это позволило производить замеры на идентичных или равноценных зернах феррита в процессе усталостного разрушения и получить достоверные медианные значения  $\bar{H}_{0,05}$ . Замеры микротвёрдостей проводились на пяти уровнях перенапряжений  $\sigma_1 = 320, 240, 360, 380$  и  $4^{\text{th}} \text{ H/mm}^2$ . Для сравнительного анализа на рис. 1 представлены измерения (медианные значения  $\bar{H}_{0,05}$ ) при низком и высоком

$\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_p} = 1,06 \text{ и } 1,33\right)$  уровнях перенапряжения в зависимости от относительной накопленной циклической долговечности  $\frac{N_1}{N_p}$ .

Измерения показывают, что независимо от  $\frac{\sigma_c}{\sigma_{-1}}$  и  $\frac{N_c}{N_p}$  распределение микротвердости подчиняется нормальному закону и тем самым подтверждаются ранее полученные результаты [5]. Взаимное расположение эмпирических функций распределения  $H_{kv_i}$  свидетельствуют о постоянстве дисперсий микротвердостей для рассмотренных случаев измерений.

Проследим за ходом изменения микротвердости по мере накопления циклической долговечности в интервале  $0 \ll \frac{N_i}{N_p} \ll 1$ . В начальной стадии увеличение значений  $H_{kv_i}$  вызвано упрочняющими процессами, протекающими в наиболее напряженных поверхностных слоях из-за микропластических сдвигов в неблагоприятно ориентированных зернах поликристаллического твердого тела, которым являются углеродистые конструкционные стали, а также из-за несовершенства в кристаллической решетке.

При достижении уровня  $\frac{N_i}{N_p} = 0,1-0,15$  рост микротвердости замедляется и при дальнейшем увеличении  $\frac{N_i}{N_p}$  вступает в силу процесс разупрочнения деформированных микрообъемов металла, распространяющийся на всю большую глубину, в связи с чем значения  $H_{kv}$  несколько падают. На основании данных, полученных методом рентгеноструктурного анализа, а также другими физическими методами контроля усталостной повреждаемости, можно сделать вывод о том, что первое уменьшение значений  $H_{kv}$  связано с возникновением на поверхности шлифа неснятываемого образца первых линий микросдвигов.

Очередное увеличение микротвердости предшествует нарушению сплошности материала и появлению первых субмикроскопических трещин, а затем — началу развития трещин критических размеров, приводящих к окончательному разрушению образца.

Несмотря на полнообразное изменение  $H_{kv}$ , их медианные значения в зависимости от  $\frac{N_i}{N_p}$  имеют тенденцию роста. Этот эффект в значительной степени проявляется при высоких переапряжениях и, по-видимому, отражает также воздействие сопутствующих вспомогательных процессов — контактного смятия берегов трещины, приводящего к монотонному росту микротвердости в период избирательного развития трещин и особенно в последней стадии разрушения, когда амплитуда раскрытия трещин на поверхностных слоях становится значительной.

Волнообразное изменение микротвердости от циклической долговечности косвенным путем отражает последовательные стадии накопления циклических повреждений, приводящих к изменению физико-меха-

нических свойства напряженных микрообъемов металла, а затем — возникновению и скачкообразному развитию в них усталостных микротрещин. Это изменение  $N_{кв}$  хорошо согласуется с ранее проведенными аналогичными исследованиями [4, 6], но в отличие от них в проведенной работе, благодаря уменьшению шага  $\frac{N_i}{N_p}$ , увеличению объема измерений и системному подходу, полнее выявлен весь спектр изменения  $N_{кв}$ , что позволяет разработать критерии для прогнозирования процесса возникновения и развития усталостных повреждений в деталях. Для этого возникает необходимость экспериментальной проверки и уточнения корреляции  $N_{кв}$  от рассмотренных процессов и другими физическими методами. Наиболее доступным и эффективным для этой цели является метод вихревых токов, т. к. потери на вихревые токи тесно связаны с изменением магнитной проницаемости и удельной электропроводности в металле. Изменение этих параметров в поверхностных слоях или нарушение сплошности в металле вызывает уменьшение потерь на вихревые токи, вследствие чего амплитуда сигнала перед началом разрушения значительно возрастает.

Зоны с накопленными усталостными повреждениями определялись применением специально разработанных высокочувствительных преобразователей, работающих на частоте 2750 Гц. Рабочие частоты выбирались такими, на которых глубина проникновения электромагнитного поля в материал меньше толщины поверхностного слоя, где протекают усталостные процессы, связанные с зарождением трещины (инструментальная техника и методика проведения опытов подробно описаны в [7]).

Комплексное исследование ряда физико-механических параметров ферромагнитных материалов в процессе усталостного нагружения образцов представлено на рис. 2. Проведенные экспериментальные данные свидетельствуют о том, что зависимость электромагнитных характеристик от степени усталостных повреждений носит немонотонный характер и отражает отдельные процессы, происходящие на разных стадиях усталостного разрушения. Так, например, до достижения момента зарождения первых субмикроскопических трещин удельная электропроводность материала  $\rho$  остается неизменной, но после появления трещин и в стадии их развития наблюдается заметное возрастание значений  $\rho$ .

Аналогичное изменение в зависимости от циклической долговечности имеет и магнитная вязкость. Любые изменения удельной электропроводности и магнитной проницаемости приводит к срыву генерации и появлению звукового сигнала или тока в цепи стрелочного индикатора (для этой цели разработан токовихревой прибор ПВД-1М).

Как видно из рис. 2, экспериментальные точки кривых микротвердости и большинства рассмотренных параметров по циклической долговечности, в основном, совпадают, что является доказательством применимости метода микротвердости для оценки степени повреждаемости деталей, работающих при переменных напряжениях. Некоторый сдвиг

экстремумов, объясняется инструментальными возможностями и особенностями принятых методов измерения — если кривые микротвердости оценивают необратимые изменения механических свойства материала в отдельных микрообъемах, то кривые магнитной проницаемости и магнитной вязкости учитывают интегральный эффект повреждения всего объема образца, подвергнутого циклическому нагружению.

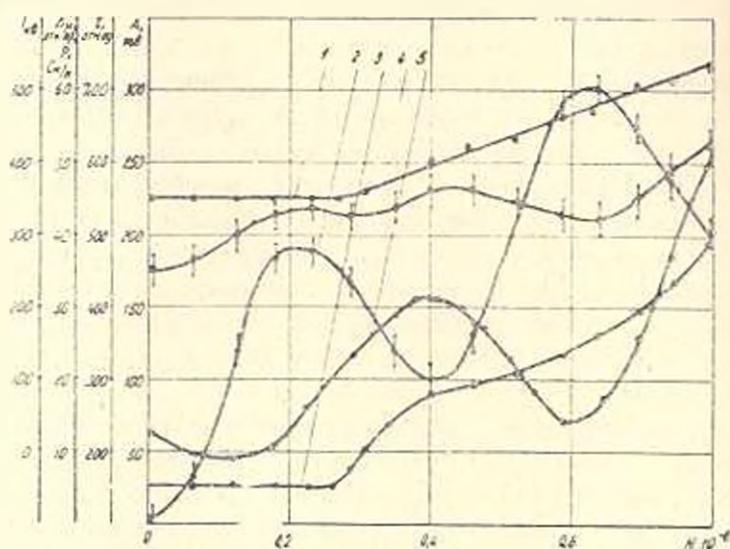


Рис. 2. Изменение физико-механических свойств в зависимости от циклической долговечности ( $\sigma = 3,0 \text{ Н.м.м}^{-2}$ ): 1 — микротвердости  $H_{00}$ ; 2 — магнитной проницаемости  $\Delta\mu$ ; 3 — удельной электропроводности  $\rho$ ; 4 — магнитной вязкости  $\eta$ ; 5 — приращение амплитуды сигнала ЭДС второй гармоники с феррозондового преобразователя А.

Экстремальные точки кривых микротвердости, полученные при измерении на поверхности образца непосредственно в процессе циклического нагружения, могут стать надежным источником информации для определения продолжительности действия различных стадий усталостного повреждения деталей. Совмещая кривые микротвердости и усталости по окончательному разрушению и соединяя абсциссы экстремальных точек на разных уровнях перенапряжений, получаем линии равной повреждаемости, а в целом — новую диаграмму усталости, которая по сравнению с аналогичными обладает большей информативностью и позволяет производить дифференцированную оценку циклической долговечности на разных уровнях перенапряжений от начала циклического воздействия напряжений до окончательного разрушения. На рис. 3 представлена эта диаграмма, в которой даны линии равной повреждаемости:  $A, A_1$  — упрочнения;  $B, B_1$  — разупрочнения;  $C, C_1$  — появления субмикроскопических трещин;  $D, D_1$  — появления трещин критических размеров, приводящих к окончательному разрушению (кривая усталости).

Неизбежное рассеяние данных измерений, связанное с комплексным воздействием ряда факторов (металлургического, технологического

го, инструментального, временного, условий испытаний и измерений и др.) несколько затрудняет и вносит определенные погрешности при определении экстремальных точек на кривых микротвердости. Поэтому необходимо применение современных приемов теории вероятностей и математической статистики для оценки надежности вывода полученных результатов, методика которой и настоящее время разработана в достаточно полной мере [8].

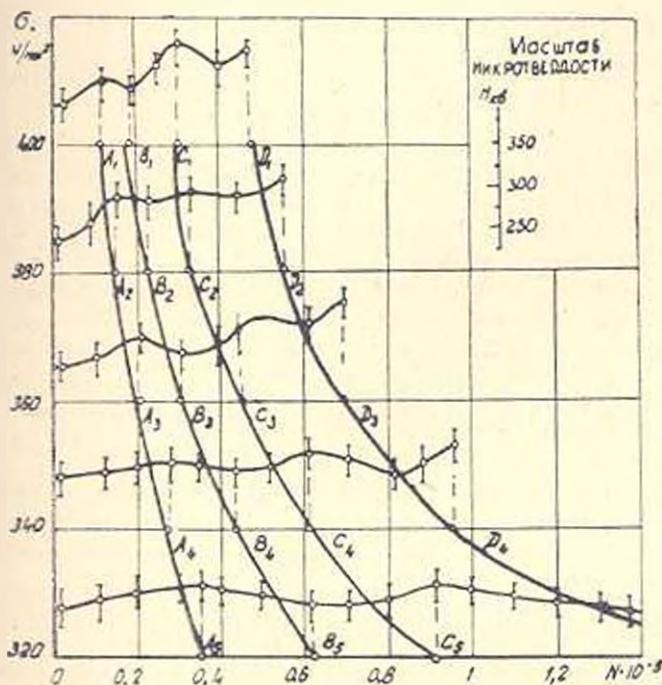


Рис. 3. Изменение микротвердости при пяти уровнях переупреждений:  $\sigma = 320, 340, 360, 380$  и  $400$  Н/мм<sup>2</sup>.

Проведенные исследования измерения микротвердости по длине образца в процессе усталости показали возможность установления зависимости изменения структурных свойств от характера накопления усталостной повреждаемости, что позволяет определить периоды усталости и построить диаграмму усталостного разрушения для широкого класса ферромагнитных материалов и сплавов.

ИПФ АН БССР,  
ЕрПИ им. К. Маркса

12, XII 1981

ՀԱՌ. Պ. ՇԱՄԱԿ, Մ. Կ. ՍՏԵՅԱՆ, Ն. Ս. ԻՍԱԿՅԱՆ

ՄԻԿՐՈՎԱՐՔՐՈՒԹՅԱՆ ԶԱՓՈՒՄՆԵՐԸ ՀՈԳՆԱՍՏՈՎ, ՎՆԱՍՄԱՆ ԳՐՈՑՆՈՒՄ  
ՍՐՏԱԳՐԱՆԻ ԱՆՆԱՏՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՆ ԳՆԱՀԱՏՄԱՆ ՀՍՄԱՐ

Ա Ա Վ Ի Ն Վ Ի Ն Վ

Գիտարկվում է միկրովարքրության և մի շարք ֆիզիկա-մեխանիկական պարամետրերի (մազնիսական թափանցելիության և մաժուցիկության, տեսա-

կարար էլեկտրահազարդականության, ֆերոդնդային փոխակերպիչի վրա II հարմոնիկի և շ. ու. -ի ազդանշանի ամպլիտուդային աճի) փոփոխումը հոդածային քայքայման պրոցեսում՝ կախված վնասվածքների ազդման աստիճանից: Բացահայտված է փորձանմուշի մակերևույթի վրա միկրոկարծրության ալիքաձև փոփոխման բնույթը ցիկլային երկարակեցությունից: Միկրոկարծրության և հոդածային կորերի համատեղմամբ ստացված է նոր դիագրամ, որը թույլ է տալիս զննատել ամրացման և ամրախափման պրոցեսների ընթացքը լարումների ցիկլային ներդրման սկզբից մինչև վերջնական քայքայումը:

## Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Олейник Н. В., Бемер В. В. Исследование усталостных изломов закаленных сталей.— В сб.: Детали машины, Киев: Изд-во «Техника», 1973, вып. 16, с. 73—77.
2. Кудрявцев Н. В., Бесман А. И. Исследование усталостных изломов углеродистых сталей.— Машиноведение, 1971, № 5, с. 36—40.
3. Крамаренко О. Ю., Куликовская О. В. Оценка накопления усталостного повреждения при кручении по изменению усталостных свойства и микротвердости.— Заводская лаборатория, 1972, № 9, с. 1126—1128.
4. Погоребняк А. Д., Желудовский А. В. К вопросу об оценке сопротивления усталости жаропрочных материалов на основе измерения микротвердости. Сообщ. 1.— Проблемы прочности, 1983, № 12, с. 27—31; Сообщ. 2.— Там же, 1984, № 6, с. 71—74.
5. Крамаренко О. Ю., Куликовская О. В. Применение метода микротвердости при оценке усталостного повреждения.— Заводская лаборатория, 1972, № 1, с. 80—85.
6. Беляев В. И. Исследования процесса усталости металлов.— Минск: Наука и техника, 1962.— 86 с.
7. Шегин Ю. П. Выявление усталостной повреждаемости клановых пластин компресоров.— Изв. АН БССР (сер. физ.-техн. наук), 1980, № 3, с. 105—109.
8. Столпов М. И. Статистические методы обработки результатов механических испытаний: Справочник.— М.: Машиностроение, 1985.— 232 с.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

И. И. БЕКЛЕМИШЕВ, Е. И. ВЕДЕНЯНИН, Г. С. ШАШРО

ВЛИЯНИЕ ИМПУЛЬСА ТОКА НА РЕСУРС ПЛАСТИЧНОСТИ  
 ПРОВОДЯЩИХ МАТЕРИАЛОВ

Влияние импульсного тока на процесс разрушения исследовалось многими авторами. При этом установлено, что высокоэнергетический импульс тока оказывает существенное влияние на процесс разрушения (до появления дефекта Гриффитского размера) и развитие самого макродефекта [1, 2].

Данная работа посвящена исследованию влияния импульса тока на дефектность кристаллической структуры до появления макродефекта критического размера. В основу критерия образования последнего положим физическую модель накопления повреждаемости материала в процессе пластической деформации. Примем за макроскопические параметры, определяющие процесс разрушения при развитой пластической деформации —  $\epsilon''$ ; параметр  $K$ , характеризующий вид напряженного состояния; удельную энергию импульса тока  $q$ , идущего на увеличение пластичности материала, которое не может быть объяснено интегральным разогревом материала; параметр  $\eta$ , характеризующий повреждаемость образца. Определим теперь каждую из введенных величин. За меру пластической деформации примем работу, совершаемую напряжениями на приращениях пластической деформации:

$$dP = \sigma_{ij} de''_{ij}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{ij}$ ,  $e''_{ij}$  — компоненты тензоров напряжения и пластической деформации. Параметр  $K$  определим как [3]

$$K = \sigma/T, \quad (2)$$

где  $\sigma = 1/3\sigma_{ij}\delta_{ij}$ ;  $\delta_{ij}$  — единичный тензор;  $T = 1/2(\sigma_{ij}\sigma_{ij})^{1/2}$  — интенсивность напряжений. Параметр  $q$  определим теперь как

$$dq = M \left( \frac{\tau - \tau^*}{\tau^*} \right) \cdot \mu(\tau) \cdot d\tau, \quad (3)$$

где функция  $M(\tau)$  оценивается экспериментально и для нее справедливо

$$M(\tau) = 1; \quad 0 \leq \tau \leq \tau^*, \quad 0 < M \leq 1, \quad \text{если } \tau^* < \tau < \infty, \quad (4)$$

где  $\tau$  — физическое время действия импульса;  $\tau^*$  — характерное время реализации физических процессов, приводящих к изменению дефектности кристаллической структуры и не связанных с интегральным разогревом материала.

В (3)  $\mu(\tau)$  — мощность импульса, которая вычисляется как

$$\mu(\tau) = j_s \cdot j_s \cdot r_{kl}, \quad (5)$$

где  $r_{kl}$  — тензор сопротивления второго ранга, относительно которого в общем виде примем гипотезу

$$r_{kl} = r_0 (\delta_{kl} + \beta \cdot \delta_{kl}^p), \quad (6)$$

где  $\beta(q)$  — параметр, определяющий влияние импульса тока на изменение проводимости, которая однозначно связана с его повреждаемостью. Использование тензора второго ранга  $r_{kl}$  позволяет записать критерий разрушения для широкого класса анизотропных материалов, обладающих как деформационной анизотропией, так и конструктивной. Кроме этого примем, что механизм влияния импульса тока связан с его перераспределением на микродефектах с концентрацией электрического тока, а, следовательно, температурного поля на них [4]. Это определяется как разными значениями проводимостей материала и дефектов, так и их геометрией. Введем новый параметр  $\chi$ , определяющий внутреннее состояние материала

$$d\chi = z_{ij} de_{ij}^p - dq, \quad dP > 0, \quad \chi \geq 0, \quad d\chi \geq 0. \quad (7)$$

Примем еще одну гипотезу, согласно которой образование макродефекта наступает всегда при одном и том же значении повреждаемости  $\eta$ , но при разных значениях  $K$  и  $\chi_0(q)$ , где  $\chi_0$  — значение структурного параметра в момент образования макродефектов. Эта гипотеза проверялась экспериментально. С этой целью проводились исследования по замеру проводимости образца в момент начала макроскопического разрушения. Как известно, удельная электропроводность  $\gamma_0$  однозначно связана с повреждаемостью. Эксперименты проводились на сплаве М-1 с использованием известной методики замера электропроводности. На рис. 1 представлены результаты при разных значениях  $K$ , которые подтверждают с точностью до ошибки эксперимента ( $\delta \sim 5\%$ ) гипотезу относительно значения параметра  $\eta_0$ . Пунктиром обозначены значения проводимости материала  $\gamma_0^{-1}$  при образовании макродефекта. На рис. 2 представлено влияние параметров  $\chi$  и  $K$  на повреждаемость  $\eta$ . Представленные результаты экспериментов позволяют определить параметр  $\eta$  из кинетического уравнения

$$q > 0, \quad d\eta = [C_1 - z_1 C_2 \gamma_0 - z_2 C_3 \gamma_0] d\chi / d\gamma_0 \cdot dP > 0, \quad (8)$$

где  $C_1(q, \chi)$ ,  $C_2(k; q; \chi)$ ,  $C_3(q; \chi)$ ,  $\gamma_0(k; q)$  — функции, определяемые экспериментально. При этом первое слагаемое учитывает развитие микродефектов при пластической деформации, второе — их залечива-

ние за счет вида напряженного состояния, а третье определяет немонотонное действие импульса тока, что является обобщением результатов экспериментов. На рис. 3 представлены результаты экспериментов по исследованию влияния импульса тока в момент образования макродефекта при деформации сплава М-1. В (8) операторы соответственно определены как

$$x_1(K) = \begin{cases} 1, & dP > 0, \quad K < 0, \\ 0, & dP > 0, \quad K > 0; \end{cases} \quad x_2(q) = \begin{cases} +1, & 0 < q \leq q_{\max}, \\ -1, & q_{\max} < q < \infty, \end{cases} \quad (9)$$

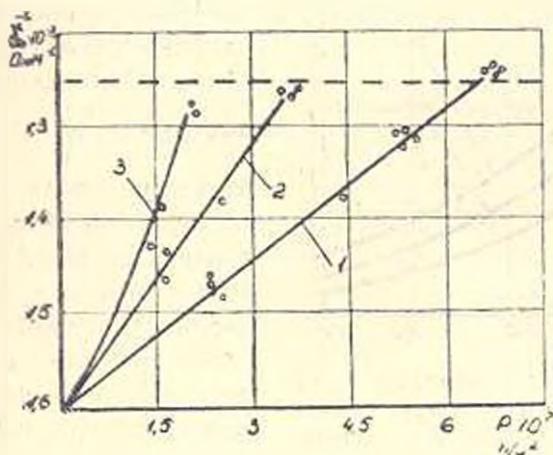


Рис. 1. Экспериментальная проверка гипотезы о значении сопротивления  $\sigma_0^{-1}$  в момент разрушения при значениях параметра  $K = 0,58$  (1),  $K = 0$  (2),  $K = -0,58$  (3) от  $P$ .

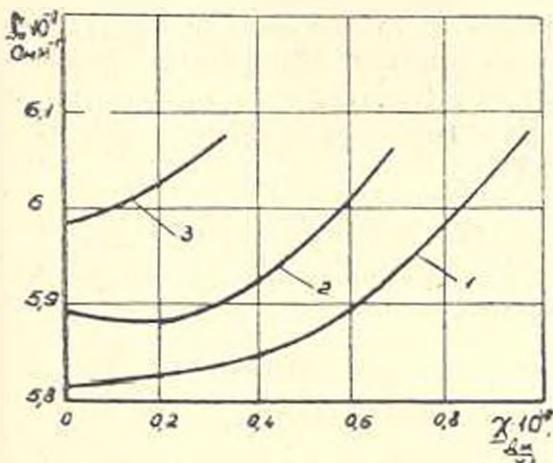


Рис. 2. Зависимость сопротивления  $\sigma_0$  от параметров  $K = 0,58$  (1),  $K = 0$  (2),  $K = -0,58$  (3) и  $\lambda$ .

где  $q_{\max}$  — значение удельной энергии импульса, соответствующее максимальному увеличению предельной степени деформации в результате

действия импульса тока. Согласно результатам, представленным на рис. 1, должно существовать уравнение

$$\gamma_0 = [C_1 - x_1 \cdot C_2 \cdot \gamma_0 - x_2 \cdot C_3 \cdot \gamma_0] \gamma_0. \quad (10)$$

Сопоставляя (9) и (10) и результаты работы [3], определяем ресурс пластичности материала

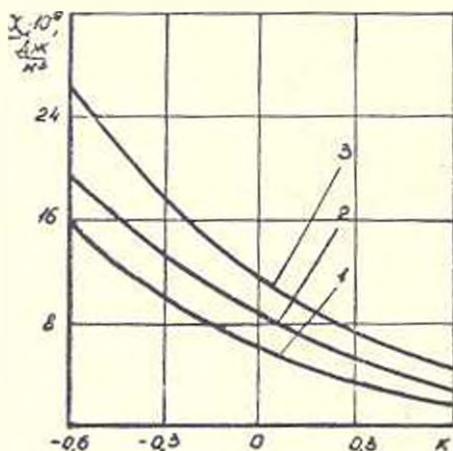


Рис. 3. Зависимость параметра  $\lambda_0$  в момент появления макродефекта от вида напряженного состояния  $K$  и удельной энергии  $q = 0,2 \cdot 10^8$  Дж/м<sup>3</sup> (1),  $q = 0,6 \cdot 10^8$  Дж/м<sup>3</sup> (2),  $q = 10^8$  Дж/м<sup>3</sup> (3).

разрушения. Вторая схема нагружения состояла в кручении образца до определенного значения деформации сдвига, растяжении его до заданной деформации с последующим его разрушением при кручении. Импульс тока с удельной энергией  $10^8 \leq q \leq 10^{12}$  Дж/м<sup>2</sup> и длительностью  $\tau \sim 10^{-1}$  с создавался на различных этапах деформирования. Параметры, определяющие процесс разрушения, оценивались следующим образом:

$$P_{\text{раст}} = \sigma \cdot \epsilon_{\text{ост}}; \quad P_{\text{кр}} = \tau \cdot \gamma_{\text{ост}}, \quad (12)$$

где  $\sigma$ ,  $\tau$  — напряжения в образце при растяжении и кручении;  $\epsilon_{\text{ост}}$ ,  $\gamma_{\text{ост}}$  — остаточные деформации

$$\epsilon = \ln(d/d_0); \quad (13)$$

$$\gamma = \lg \varphi, \quad (14)$$

$d_0$  — начальный диаметр образца, а  $\varphi$  — угол наклона линии, нанесенной предварительно на образующую образца параллельно его оси. Удельная энергия импульса тока  $q$  определялась:

$$q = \frac{I_{\text{имп}}^2 \tau}{V}, \quad (15)$$

$$\Psi = \int_0^1 \chi ds / \chi_0 [K, q] < 1, \quad (11)$$

где  $\Psi$  — степень использования пластичности материала (его ресурс), учитывающий действие импульса тока, а  $t = \frac{\tau - \tau^*}{\tau^*}$  — безразмерное время.

Критерий разрушения (11) проверялся экспериментально. С этой целью были проведены эксперименты при разных значениях параметров  $K$  и  $q$ . Использовались две схемы нагружения. Согласно первой гладкий образец растягивался до определенной величины остаточной деформации с последующим кручением до

где  $\bar{j}$  и  $\tau$  регистрировались экспериментально. Параметр  $\chi$  вычисляли согласно формуле

$$\chi = P - q. \quad (16)$$

Затем была получена экспериментальная зависимость  $\chi_0(K, q)$  (рис. 3). После этого подсчитывался ресурс пластичности при различных комбинациях параметров  $\chi$ ,  $K$ ,  $q$ . Сравнение данных, полученных согласно критерию (11) и экспериментам, представлено в таблице. Эксперименты проводились на образцах из сплава М-1 с параметрами при растяжении и кручении  $\varnothing 3 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ,  $l \sim 10^{-4} \text{ м}$ , а при осадке  $\varnothing 6 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  и  $l \sim 8 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ . Расхождение между теорией и данными эксперимента составили  $\delta \sim 15\%$ .

Таблица

$q$	$N/N$	$\chi_0 \cdot 10^3$ Дж/м <sup>3</sup>	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$\eta_3$	$\eta_1$			
0	1	1.04	8,8	—	9,84	0,2	0,88	—	1,08
	11	2,8	1,4	3,3	7,5	0,46	0,14	0,55	1,15
$\tau_{max}$	1	0,6	2,8	—	3,4	0,2	0,65	—	0,85
	11	1,3	0,8	1,6	3,7	0,44	0,18	0,5	1,12

Ин-т проблем механики  
АН СССР

25.11.1983

Կ. Կ. ԲԵԿԼՍՏՆԵՎ, Ե. Ե. ՎԵՒՆՅԱՊԻՆ,

Փ. Ս. ՇԱՊԻՐՈ

### ՀԱՍԱՆՔԻ ԻՄՊՈՒԼՍԻ ԱՉԳԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ՀԱՂՈՐԴԻՉ ՆՅՈՒԹՆԵՐԻ ՊԼԱՍՏԻԿՈՒԹՅԱՆ ՌԵՍՈՒՐՍԻ ՎՐԱ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Վնասվածքների կուտակման սկզբունքի հիման վրա պահվի պլաստիկ դեֆորմացիաների դեպքում առաջարկված է բայբայան շափանիչ՝ հաշվի առնելով հոսանքի բարձր կներդեպիկական իմպուլսի ազդեցությունը:

Ներկայացված են շափանիչի փորձարարական ստուգման արդյունքները, որոնք ցույց են տալիս առնական է փորձնական տվյալների բավարար համընկնելը:

### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Финкель В. М., Головин Ю. И., Слетков А. А. О возможности торможения быстрых трещин импульсами тока.— Докл. АН СССР, 1976, т. 277, № 1, с. 848—851.
2. Финкель В. М., Головин Ю. И., Слетков А. А. Разрушение вершины сильных электромагнитных полей.— Докл. АН СССР, 1977, т. 237, № 2, с. 325—327.
3. Колмогоров В. Л.— В кн.: «Напряжения, деформации, разрушение».— М.: Металлургия, 1970, 230 с.
4. Кудряцов В. А., Партоп В. З., Рубинский В. Л. Магнитно-упругое поле в теле с полубесконечным разрезом.— ПММ, 1980, т. 44, вып. 5, с. 916—922.

Р. Ш. АБРАМЯН

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДЕМПФЕРНЫХ КОЭФФИЦИЕНТОВ В МНОГОМАШИННОЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЕ

Для облегчения расчета электромеханических переходных процессов (ЭМП) электроэнергетических систем часто используется упрощенная модель синхронного генератора в виде постоянной ЭДС за переходным сопротивлением. При этом необходимо выделение в уравнение движения ротора демпферного коэффициента, пропорционального производной абсолютного угла.

В практических расчетах часто демпферный коэффициент выбирается в диапазоне 1—3 о. е., что нельзя считать обоснованным. На разных собственных частотах многомашинной системы демпферные коэффициенты одного и того же генератора различны, поэтому возникает необходимость выбора той частоты, на которой эти коэффициенты должны определяться. В зависимости от места приложения возмущения степень проявления той или иной частотной составляющей в свободной ЭМП может быть различной. Несмотря на принципиальную многочастотность, в большинстве случаев, при разных местах приложения возмущения колебания отдельных генераторов сложной системы квазиодночастотны. На основании этого разработан метод определения доминирующей формы электромеханических колебаний (ЭМК) при реальном возмущении в энергосистеме, позволяющий выбрать частоту, необходимую для определения демпферного коэффициента. Сущность метода заключается в следующем. Определяются обобщенные параметры ЭМК — собственные частоты  $\omega$ , коэффициенты затухания  $\beta$  и распределения амплитуд абсолютных углов генераторов [1]. Принимается, что реальное возмущение действует на систему столь малое время, за которое ее координаты не успевают измениться, и что это намного меньше времени протекания ЭМП. В этом случае свободный ЭМП можно рассматривать как колебания, вызываемые ударом, и записать начальные условия [2]:

$$\Delta\delta_s(0^+) = 0; \quad \Delta\dot{\delta}_s(0^+) = \frac{F_s}{T_{Js}}, \quad (1)$$

где  $T_{Js}$  — постоянная инерции  $s$ -го генератора;  $F_s$  — доля возмущения, воспринимаемая  $s$ -м генератором.

В многомашинной системе движение  $s$ -го генератора представляет собой сумму всех форм ЭМК

$$\Delta\delta_s = \sum_{l=1}^{n-1} A_l K_{sl} e^{i\omega_l t} \cos(\omega_l t + \varphi_l + \varphi_{sl}), \quad s = 1, \dots, n, \quad (2)$$

где  $l$  — форма колебаний;  $K_{sl}$  и  $\varphi_{sl}$  — соответственно модуль и фаза коэффициентов распределения амплитуд. Величина  $A_l K_{sl}$  есть степень проявления  $l$ -й формы ЭМК в  $\Delta\delta_s$ .

Принимая допущение  $\varphi_l + \varphi_{sl} = \pi/2$ , строго справедливое для консервативной идеализации, и представляя  $K_{sl}$  в виде действительных чисел с определенным знаком, после преобразований из (1) и (2) получаем

$$\sum_{l=1}^{n-1} A_l \omega_l (K_{sl} - K_{sl}) = \frac{P_{cs}}{T_{js}} - \frac{P_{cs}}{T_{js}}. \quad (3)$$

В [3] показано, что в момент возмущения  $t = 0^+$  отклонение нагрузки в узле приложения возмущения  $K$  мгновенно распределяется между генераторами в соответствии с их синхронизирующими мощностями по отношению к узлу  $K$ . С учетом принятого допущения о неизменности углов роторов в течение действия возмущения можно записать

$$F_s = \frac{P_{cs} s_k}{\sum_{s=1}^n P_{cs} s_k} \quad (4)$$

и, окончательно, (3) запишется в виде

$$\sum_{l=1}^{n-1} A_l \omega_l (K_{sl} - K_{sl}) = \frac{\left( \frac{P_{csk}}{T_{js}} - \frac{P_{csk}}{T_{js}} \right)}{\sum_{l=1}^n P_{cs} s_k}. \quad (5)$$

Разрешив (5) относительно неизвестных  $A_l$ , можно определить  $A_l K_{sl}$ , что позволит выбрать частоту для определения демпферных коэффициентов.

В качестве примера рассмотрим шестимашинную систему, схема которой приведена на рис. 1, а исходные данные по генераторам — в табл. 1. Рассчитанные обобщенные параметры ЭМК и демпферные коэффициенты приведены в табл. 2. В табл. 3 приведены степени проявления форм ЭМК в амплитуде изменения абсолютных углов роторов при распределенном по генераторам возмущении  $F$ , откуда видно, что в колебаниях углов роторов Г2, Г3, Г6 доминирующей является вторая форма колебаний. На рис. 2 приведены кривые переходного процесса, рассчитанные по подробным моделям с учетом дифференциальных уравнений в роторных контурах, АРВ и АРС (кривая 1) и по упрощенным

моделям  $F^1 = \text{const}$  с введенными по предлагаемому методу демпферными коэффициентами (кривая 2). Результаты дают хорошее совпадение, чего нельзя сказать о кривой 3, полученной по моделям с демпферными коэффициентами, равными 3 о. е.

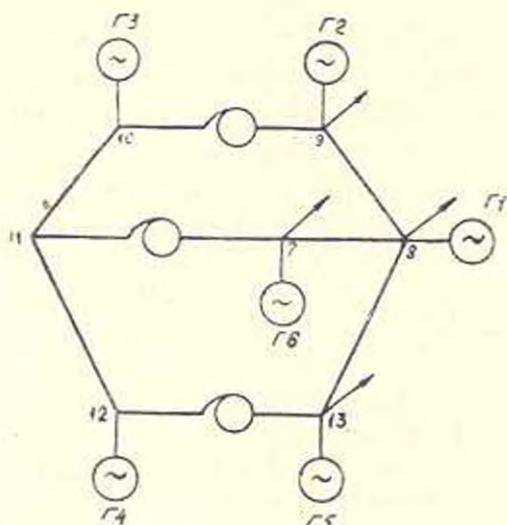


Рис. 1. Схема исследуемой шестимашинной системы.

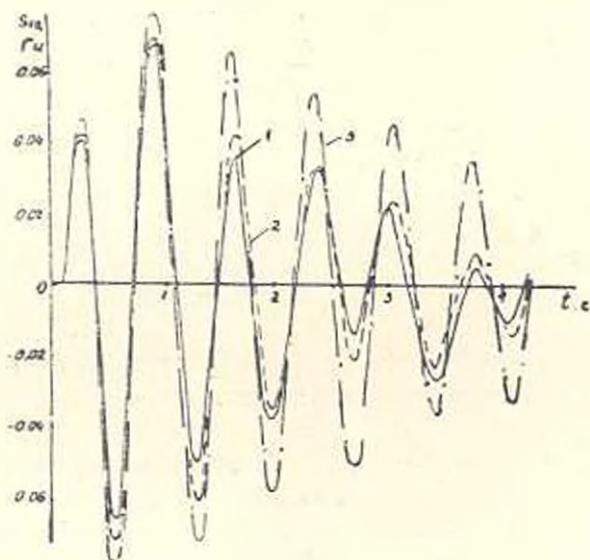


Рис. 2. Зависимость взаимного скольжения  $s_{12}(t)$  при возмущении, соответствующем табл. 3. Генераторы представлены: 1 — подробными моделями; 2 — упрощенными моделями с  $P_d$ , выбранными по предлагаемому методу; 3 — упрощенными моделями с  $P_d = 3$  о. е.

Таблица 1

№№ генераторов	$S_{ном}$ , МВА	$P_{ген}$ , МВт	$U_{ном}$ , кВ	$T_{д}$ , с	$T_{д} T_{q}$ , с	$X_d/X_q$ , с. с.	$X_d$ , о. е.	$T_n$ , с	Тип АРВ
1	2116	1380	15,75	10,8	$\frac{8,5}{0,2}$	$\frac{1,07}{0,73}$	0,353	0,05	СД
2,3	470	400	15,75	7	$\frac{6,33}{1}$	$\frac{1,88}{1,88}$	0,275	0,5	ИД
4,5	1514	1280	20	6,4	$\frac{5,9}{1}$	$\frac{1,7}{1,7}$	0,260	0,5	ПД
6	320	—	15,75	2,8	$\frac{8,5}{0,4}$	$\frac{2}{2}$	0,434	0,5	ПД

Таблица 2

№№ форм ЭМК	$g, 1/c$	$\omega, p/c$	Демпферные коэффициенты					
			$\Gamma_1$	$\Gamma_2$	$\Gamma_3$	$\Gamma_4$	$\Gamma_5$	$\Gamma_6$
1	-0,365	4,58	7,89	5,12	5,16	4,6	4,73	2,22
2	-0,975	7,67	21,16	13,57	13,75	9,62	9,27	5,05
3	-0,753	10,64	16,04	10,64	10,47	9,64	9,63	4,71
4	-4,146	10,88	93,44	64,14	63,87	57,23	57,22	23,13
5	-1,067	11,01	23,07	14,94	14,95	13,71	13,39	5,5

Таблица 3

Вектор возмущения	№№ форм ЭМК	Степень проявления $i$ -й формы ЭМК в $\Delta\delta_i$					
		$\Gamma_1$	$\Gamma_2$	$\Gamma_3$	$\Gamma_4$	$\Gamma_5$	$\Gamma_6$
0,3	1	1	0,538	0,54	-0,513	-0,462	0,538
0,2	2	-0,878	3,803	4,826	-0,179	-0,159	2,389
0,2	3	-0,001	0,002	0,002	0,018	-0,022	0,001
0,1	4	-0,024	-0,151	-0,169	-0,005	-0,003	2,646
0,1	5	-0,003	0,231	-0,171	-0,001	0,001	0,009

Величина демпферного коэффициента полностью определяет асинхронный момент генератора [4].

В вычислительном плане задача выбора демпферных коэффициентов не представляет трудностей, т. к. она сводится к решению системы алгебраических уравнений  $N$ -1 порядка, где  $N$  — число генераторов.

ՄԱՐՄԱՆ ԳՈՐԾԱԿԻՑՆԵՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ ԲԱԶՄԱՄԵՔԵՆԱՅԱԿԱՆ  
ԷՆԵՐԳԱՀԱՄԱԿԱՐԳՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ո ռ մ

Էլեկտրամեխանիկական տատանումների դրսևորման ձևերի աստիճանի սրույթման մշակված մեթոդի հիման վրա հաշվարկված են զեներատորների մարման դորմակիցները սևալ գրգիռների դեպքում: Դա հնարավորություն է տալիս բարդ ավտոմատ կարգավորվող էներգահամակարգի էլեկտրամեխանիկական անցումային պրոցեսները հաշվարկելիս զգալիորեն պարզեցնել զեներատորների մաթեմատիկական մոդելները:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Литкенс И. В., Пуго В. И., Абдул-заде В. М. Демпферные коэффициенты синхронных генераторов в многомашинных электрических системах.— Электричество, 1984, № 3, с. 8—13.
2. Стрелков С. П. Введение в теорию колебаний.— М.: Наука, 1964.— 437 с.
3. Андерсон П., Фуад А. Управление энергосистемами и устойчивость.— М.: Энергия, 1979.— 568 с.
4. Веников В. А., Литкенс И. В., Пуго В. И. Демпферные коэффициенты.— М.: МЭИ, 1979.— 72 с.

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА.

С. А. КОСЯЧЕНКО, С. О. КОШЕЦЯН

СИНТЕЗ ОПТИМАЛЬНЫХ МОДУЛЬНЫХ СИСТЕМ  
ОБРАБОТКИ ДАННЫХ В МУЛЬТИПРОЦЕССОРНЫХ  
ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫХ СИСТЕМАХ

Возрастающие требования к скорости обработки информации, надежности оборудования и обеспечению низкой себестоимости обработки данных привели к созданию многопроцессорных (мультипроцессорных) вычислительных систем (МВС). Мультипроцессорный принцип организации вычислительного процессора определил идею конструктивного построения вычислительных систем. Наиболее удобным решением оказалась модульный принцип построения [1], который делает систему менее уязвимой к отказам благодаря взаимозаменяемости однотипных модулей. Модульный принцип построения используется также при синтезе систем обработки данных (СОД) АСУ и является одним из общепризнанных путей повышения эффективности создаваемых СОД на этапе технического проектирования АСУ [2]. К настоящему времени уже разработаны и широко используются модели и методы синтеза оптимальных модульных СОД, позволяющие по заданному критерию оптимальности синтезировать систему программных модулей и информационных массивов СОД. Однако, данный формализованный аппарат синтеза построен без учета технических средств реализации обработки данных.

Одновременный учет возможностей средств и методов программной и аппаратной реализации при синтезе модульных СОД позволяет проектировать оптимальные системы обработки данных с привязкой к конфигурации технических средств, на которых они будут реализованы.

Постановка и решение задачи синтеза оптимальных модульных СОД, реализованных на базе МВС и обеспечивающих максимальное количество одновременно выполняемых процедур обработки данных, которые рассматриваются в данной работе, обеспечивают синтез эффективных модульных СОД. Основой для постановки и решения задачи является формальное определение функционального модуля СОД, увязывающее средства аппаратной реализации с процедурами обработки данных и информационными элементами [3].

Пусть в СОД реализуются задачи из множества  $\Phi = \{\varphi_i; i = \overline{1, I}\}$ , а  $A_i = \{a_{r_i}; r_i = \overline{1, R}\}$  есть множество процедур обработки данных, выполняемых в ходе реализации  $i$ -й задачи,  $R_i^0 = R_i - R_i^*$ , где  $R_i^*$  — мощность множества  $A_i^* = \left\{ a_{r_i} \in A_i; \omega_{r_i, \rho}^i \sum_{r_{i-1}, r_{i-2}, \dots, r_1} \omega_{r_i, \rho}^i \geq 1 \right\}$ ,  $\omega_{r_i, \rho}^i = 1$ , если  $r_i$ -я процедура при реализации  $i$ -й задачи выполняется  $\rho$ -м,  $\omega_{r_i, \rho}^i = 0$  — в противном случае. Заметим, что если не допустить одновременное выполнение процедур, то  $R_i = R_i^0$ .

Обозначим  $A = \bigcup_{i=1}^I A_i$ . Пусть  $A = \{a_r; r = \overline{1, R}\}$ .

*Определение.* Набор процедур  $\{r_{m_1}, r_{m_2}, \dots, r_{m_h}\} \subseteq A$  (для простоты вместо  $a_r$  употребляем запись  $r$ ) назовем независимым, если

$$\sum_{i=1}^j \sum_{\rho=1}^{R_i^0} \omega_{r_{m_1}, \rho}^i \cdot \omega_{r_{m_2}, \rho}^i \cdot \dots \cdot \omega_{r_{m_h}, \rho}^i \geq 1,$$

и зависимым, если

$$\sum_{i=1}^j \sum_{\rho=1}^{R_i^0} \omega_{r_{m_1}, \rho}^i \cdot \omega_{r_{m_2}, \rho}^i \cdot \dots \cdot \omega_{r_{m_h}, \rho}^i = 0.$$

Процедуры, входящие в независимый набор, можно выполнять одновременно. Введем следующие переменные и обозначения:  $V, N$  — количество синтезируемых модулей и аппаратных средств выполнения процедур;  $x_{r_v} = 1$ , если  $r$ -я процедура входит в  $v$ -й модуль СОД,  $x_{r_v} = 0$  — в противном случае;  $t_{r_k} = 1$ , если  $r$ -я процедура выполняется на  $k$ -м средстве выполнения процедур,  $t_{r_k} = 0$  — в противном случае;  $y_{m_1, m_2, \dots, m_h}^r = 1$ , если набор процедур  $\{r_{m_1}, r_{m_2}, \dots, r_{m_h}\}$  независимый,  $y_{m_1, m_2, \dots, m_h}^r = 0$  — в противном случае, где  $m_i = \overline{1, R}$ ,  $m_i = 0$  и  $\overline{m_{i-1} + 1, R}$ ,  $i = 2, \dots, h$ . Если некоторые  $m_i = 0$  (например,  $m_2, m_4 = 0$ ), то в записи  $y_{m_1, m_2, \dots, m_h}^r$  подразумевается их отсутствие ( $y_{m_1, m_2, m_3, m_4, \dots, m_{i-1}, m_h}^r = y_{m_1, m_2, m_3, \dots, m_{i-1}, m_h}^r$ );  $x_{m_1, m_2, \dots, m_h}^{r^v} = 1$ , если  $\exists v$  и  $\exists (l, j)$  такие, что  $x_{r_{m_l}, v} = 1$ ,  $x_{r_{m_j}, v} = 1$ , где  $l \neq j$  и  $l, j = \overline{1, h}$ ,  $x_{m_1, m_2, \dots, m_h}^{r^v} = 0$  — в противном случае;  $t_{m_1, m_2, \dots, m_h}^{r^k} = 1$ , если  $\exists k$  и  $\exists (p, q)$  такие, что  $t_{r_{m_p}, k} = 1$ ,  $t_{r_{m_q}, k} = 1$ , где  $p \neq q$  и  $p, q = \overline{1, h}$ ,  $t_{m_1, m_2, \dots, m_h}^{r^k} = 0$  — в противном случае.

Очевидно,  $x_{m_1, m_2, \dots, m_h}^{r^v} = 1$ , если никакие две процедуры набора  $\{r_{m_1}, r_{m_2}, \dots, r_{m_h}\}$  не входят в один и тот же модуль, а  $t_{m_1, m_2, \dots, m_h}^{r^k} = 1$ ,

если никакие две процедуры набора  $\{r_{m_1}, r_{m_2}, \dots, r_{m_N}\}$  не реализуются на одном и том же средстве.

Задача синтеза оптимальной модульной СОД, обеспечивающая максимальное количество одновременно выполняемых процедур, реализующих заданное множество задач АСУ на базе МВС, формулируется следующим образом:

$$\sum_{v=1}^V \sum_{k=1}^N \sum_{m_1=1}^R \sum_{\substack{m_2=0, \\ m_1+1}}^R \dots \sum_{\substack{m_N=0, \\ m_{N-1}-1}}^R y'_{m_1, m_2, \dots, m_N} \cdot x''_{m_1, m_2, \dots, m_N} \cdot t''_{m_1, m_2, \dots, m_N} \rightarrow \max$$

при ограничениях:

на общее число выделяемых функциональных модулей:

$$1 \leq V \leq V_{\max},$$

где  $V_{\max}$  — допустимое число функциональных модулей СОД;

на общее число процедур в составе каждого модуля:

$$1 \leq \sum_{v=1}^R x_{rv} \leq M_1, \quad v = 1, 2, \dots, R,$$

где  $M_1$  — допустимое число процедур в каждом модуле;

на дублирование процедур в модулях:

$$1 \leq \sum_{v=1}^V x_{rv} \leq M_1^1, \quad r = 1, 2, \dots, V,$$

где  $M_1^1$  — допустимое число модулей, содержащих  $r$ -ю процедуру;

на включение отдельных процедур в состав одного модуля:

$$x_{rv} + x_{r'v} \leq 1 \quad \text{для заданных } r \text{ и } r', \quad v = 1, 2, \dots, V;$$

на число одновременно выполняемых процедур:

$$\sum_{r=1}^{R_i} \omega_{rv}^i \leq M_2, \quad \rho = 1, 2, \dots, R_i^0; \quad i = 1, 2, \dots, I_i$$

где  $M_2$  — допустимое число одновременно выполняемых процедур;

на одновременное выполнение некоторых процедур:

$$\omega_{rv}^i + \omega_{r'v}^i \leq 1, \quad \text{для заданных } r \text{ и } r', \quad \rho = 1, 2, \dots, R_i^0, \quad i = 1, 2, \dots, I_i;$$

на одновременное выполнение более одной процедуры каждым средством выполнения процедур:

$$\sum_{r=1}^{R_i} t_{rk} \omega_{rv}^i \leq 1, \quad k = 1, 2, \dots, N; \quad \rho = 1, 2, \dots, R_i^0; \quad i = 1, 2, \dots, I_i;$$

на невыполнение некоторых процедур с помощью определенных средств.

$t_{rk} = 1$  для заданных пар  $(r, k)$ .

Поставленная задача синтеза оптимальной модульной СОД является нелинейной задачей целочисленного программирования и решается с использованием метода «ветвей и границ». Учет особенностей поставленной задачи позволяет получить аналитические выражения для оценки множества решений и разработать схему ветвления по дереву решений, сохраняющую необходимую многовариантность в распределении множеств процедур и технических средств реализации СОД по функциональным модулям и значительно сокращающую общее число рассматриваемых вершин дерева решений по сравнению с полной схемой ветвления. Ветвление осуществляется по множествам переменных задач, образующих дерево решений задачи. Алгоритм решения поставленной задачи состоит в направленном движении по вершинам дерева, получаемым из исходной задачи путем фиксирования переменных на дереве решений.

Предлагаемая модель используется в АСУ «Ергорсовет», разрабатываемой для Ереванского городского совета народных депутатов.

ЕРНИПН АСУГ

12. II. 1985

Ս. Ա. ԿՈՍՅԱԶԵՆՈՒ, Մ. Զ. ԿՈՇԵՅԱՆ

**ՏՎՅԱԼՆԵՐԻ ՄՇԱԿՄԱՆ ՕՊՏԻՄԱԼ ՄՈԴՈՒԼԱՅԻՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԵՐԻ ՍԻՆՏԵԶԸ  
ԲԱԶՄԱԳՐՈՑՆՈՐԱՅԻՆ ՀԱՇՎՈՂԱԿԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԵՐՈՒՄ**

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

*Յույց է սրվում բաղմապրոցեսորային հաշվողական համակարգերում սվյալների մշակման օպտիմալ մոդուլային համակարգերի սինթեզման խնդրի գրվածքի և լուծման կարևորությանը: Քննարկվում է սվյալների մշակման ընթացքում միաժամանակ կատարվելիք ընթացակարգերի առավելագույն բանակը ապահովող օպտիմալ մոդուլային համակարգերի սինթեզման խնդիրը: Խնդրի գրվածքում միաժամանակ հաշվի են առնվում սվյալների մշակման իրականացման ծրագրային և ապարատային մեթոդներն ու հնարավորությունները:*

**Л И Т Е Р А Т У Р А**

1. Мультикритериальные оптимальные системы /Под ред. Я. А. Хатагурова.— М. Энергия, 1971.— 320 с.
2. Ашиков А. А., Мамиконов А. Г., Кульба В. В. Оптимальные модульные системы обработки данных.— Алма-Ата: Наука, 1981.— 188 с.
3. Кошецкий С. О. К вопросу формального определения функционального модуля систем обработки данных в АСУ.— В кн.: Методы анализа и синтеза оптимальных модульных систем обработки данных.— М.: Институт проблем управления, 1984, с. 19—53.

ГИДРАВЛИКА

С. М. КАЗАРЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГИДРОГЕОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ  
 МНОГОСЛОЙНОЙ ФИЛЬТРАЦИОННОЙ СРЕДЫ  
 ПРИ РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ ОТКАЧКИ ИЗ ВОДОНОСНЫХ  
 ГОРИЗОНТОВ

Современные методы определения гидрогеологических расчетных параметров базируются на уравнениях неустановившегося движения подземных вод. Имеется большое количество работ по определению основных параметров пластов [1]. В данной работе приведена методика расчета всех гидрогеологических параметров для трехслойной гидравлически связанной фильтрующей среды по данным опытных откачек. В основу методики положены формулы, которые получены в результате аналитических решений задач неустановившейся фильтрации [2], которые для малых времен откачки без учета инфильтрации при различных режимах откачки из водоносных горизонтов приводятся в [2, 3]. Для случая одной наблюдательной скважины в схеме опытного куста (рис.) включены три центральные и две наблюдательные скважины.

При откачке из двух горизонтов через центральную скважину 1 (рис.) с постоянным расходом расчетные формулы записываются в виде [3]:

$$\begin{aligned}
 S_0(r, t_1) &= b_0 \left[ \frac{Q}{4\pi T} \left( \frac{A^2 b_1}{N} G_0(t_1) - \varphi_1 \left( \frac{r_1^2}{a_1}, t_1 \right) \right) - \right. \\
 &\quad \left. - \frac{\Delta H}{T} T_1 \left( \frac{A^2 b_1}{N} F_0(t_1) - F_0(t_1) \right) \right]; \\
 S_1(r_1, t_1) &= \frac{A^2 b_1}{N} \left[ \frac{Q}{4\pi T} G_1(t_1) - \frac{\Delta H}{T} T_1 F_1(t_1) \right] - \\
 &\quad - \frac{Q}{4\pi T} E_1 \left( -\frac{r_1^2}{4a_1 t_1} \right) - \frac{\Delta H}{T} T_1 F_1(t_1); \\
 S_1(r_0, t_1) &= \frac{Q}{4\pi T} R(r_0, t_1) - \frac{\Delta H}{T} T_2
 \end{aligned} \tag{1}$$

$$S_2(r_0, t_1) = \frac{Q}{4\pi T} R(r_0, t_1) + \frac{\Delta H}{T} T_1;$$

$$S_2(r_0, t_1) = S_1(r_0, t_1) + \Delta H \quad (l = 1, 2).$$

При откачке из нижнего водоносного горизонта через центральную скважину 2 с расходом  $Q_2$  расчетные формулы имеют вид [2]:

$$\begin{aligned} S_0(r_r, t_1) &= -\frac{Q_2}{4\pi T_2} A^0 b_1 b_0 \left[ \varphi_0 \left( \frac{r_r^2}{A^0 a_1}, t_1 \right) - \varphi_0 \left( \frac{r_r^2}{a_1}, t_1 \right) \right]; \\ S_1(r_1, t_1) &= -\frac{Q_2}{4\pi T_2} \frac{A^0 b_1}{N} \left[ \varphi_1 \left( \frac{r_1^2}{A^0 a_1}, t_1 \right) - \varphi_1 \left( \frac{r_1^2}{a_1}, t_1 \right) \right]; \\ S_2(r_0, t_1) &= \frac{Q_2}{4\pi T_2} \text{Ei} \left( -\frac{r_0^2}{4A^0 a_1 t_1} \right) \quad (i = 1, 2). \end{aligned} \quad (2)$$

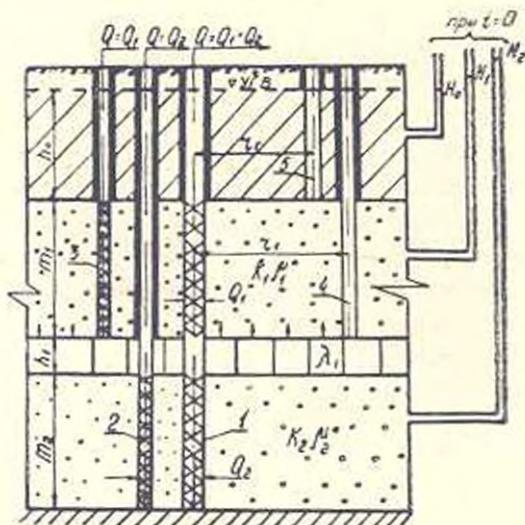


Рис. Расчетная схема. 1, 2, 3 — центральные скважины; 4, 5 — наблюдательные скважины.

При откачке из верхнего водоносного горизонта через центральную скважину 3 с расходом  $Q$ , расчетные формулы записываются в виде [3]:

$$\begin{aligned} S_0(r_r, t_1) &= -\frac{Q_1}{4\pi T_1} b_0 \bar{r}_1 \left( \frac{r_r^2}{a_1}, t_1 \right); \\ S_1(r_1, t_1) &= -\frac{Q_1}{4\pi T_1} \text{Ei} \left( -\frac{r_1^2}{4a_1 t_1} \right); \\ S_2(r_2, t_1) &= -\frac{Q_1}{4\pi T_1} b_2^0 b_0 \left[ \varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{A^0 a_1}, t_1 \right) - \varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{a_1}, t_1 \right) \right], \end{aligned} \quad (3)$$

где

$$G_0(t_1) = \varphi_0 \left( \frac{r_r^2}{a_0}, t_1 \right) - \varphi_0 \left( \frac{r_r^2}{A^0 a_2}, t_1 \right);$$

$$F_0(t_i) = r_{1r}^* \varphi_0' \left( \frac{r_r^2}{a_1}, t_i \right) - r_{2r}^* \varphi_0' \left( \frac{r_r^2}{A^0 a_1}, t_i \right);$$

$$F_0'(t_i) = \frac{T_2}{T_1} r_{1r}^* \varphi_1' \left( \frac{r_1^2}{a_1}, t_i \right); \quad G_1(t_i) = \varphi_1 \left( \frac{r_1^2}{a_1}, t_i \right) - \varphi_1 \left( \frac{r_1^2}{A^0 a_1}, t_i \right);$$

$$F_1(t_i) = r_{11}^* \varphi_1' \left( \frac{r_1^2}{a_1}, t_i \right) - r_{21}^* \varphi_1' \left( \frac{r_1^2}{A^0 a_1}, t_i \right);$$

$$F_1'(t_i) = r_{11}^* \operatorname{Erf} \left( \sqrt{\frac{r_1^2}{4a_1 t_i}} \right); \quad \varphi_0 \left( \frac{r^2}{a_1}, t_i \right) = \int_0^{t_i} (t_i - u) \operatorname{Ei} \left( -\frac{r^2}{4a_1 u} \right) du;$$

$$\varphi_1 \left( \frac{r^2}{a_1}, t_i \right) = \int_0^{t_i} \operatorname{Ei} \left( -\frac{r^2}{4a_1 u} \right) du; \quad (3)$$

$$\varphi_0' \left( \frac{r^2}{a_1}, t_i \right) = \int_0^{t_i} (t_i - u) \operatorname{Erf} \left( \sqrt{\frac{r^2}{4a_1 u}} \right) du;$$

$$\varphi_1' \left( \frac{r^2}{a_1}, t_i \right) = \int_0^{t_i} \operatorname{Erf} \left( \sqrt{\frac{r^2}{4a_1 u}} \right) du; \quad R(r_0, t) = \ln \frac{2,25 A^0 a_1 t}{r_0^2};$$

$$r_{11}^* = \sqrt{\frac{r_0}{r_1}}; \quad r_i = r_i - r_0; \quad r_i = r_i - r_0 \sqrt{A^0};$$

$$r_{21}^* = r_{11}^* \sqrt{A^0}; \quad T = T_2 + T_1; \quad A^0 = \frac{a_2}{a_1}; \quad N = A^0 - 1; \quad \Delta H = H_{2e} - H_{1e}.$$

В (4) функции  $\varphi \left( \frac{r^2}{a_i}, t \right)$  протабулированы для различных значений  $\frac{r^2}{a_i}$  и  $t$  [4]. В вышеуказанных формулах:  $r_0$  — радиус центральной скважины;  $r_1, r_2$  — расстояния между центральной и наблюдательной скважинами, заложенными соответственно в верхнем и покровном слоях;  $a_i$  — коэффициент пьезопроводности ( $i = 1, 2$ );  $T_i$  — водопроницаемость I и II напорных пластов;  $S_j(p_{r_{1,2}}, t_i)$  — понижения уровня грунтовых вод и пьезометрических напоров в наблюдательных скважинах за время  $t_i$ ;  $S_j(r_0, t_i)$  — то же в центральных скважинах ( $j = 0, 1, 2, i = 1, 2$ ).

Из четвертого и пятого уравнений системы (1) получаем:

$$T = \frac{Q}{4\pi} \frac{\ln t_2/t_1}{S_2(r_0, t_2) - S_2(r_0, t_1)} = \frac{Q}{4\pi} \frac{\ln t_2/t_1}{S_1(r_0, t_2) - S_1(r_0, t_1)}. \quad (5)$$

Для определения проводимости верхнего водоносного горизонта  $T_1$  необходимо произвести откачку из этого горизонта с расходом  $Q_1$ . Далее, из второго уравнения системы (2) имеем:

$$T_1 = \frac{Q_1}{4\pi} \frac{\ln t_2/t_1}{S_1(r_0, t_2) - S_1(r_0, t_1)}. \quad (6)$$

Следовательно:  $T_2 = T - T_1$ . Для контроля целесообразно произвести также откачки из нижнего водоносного горизонта и тогда:

$$T_2 = \frac{Q_2}{4\pi} \frac{\ln t_2/t_1}{S_2(r_0, t_2) - S_2(r_0, t_1)}. \quad (7)$$

Подставляя найденные значения  $T_1$ ,  $T_2$  и  $T$  в третье и четвертое уравнения системы (1), определяем значения  $A^0 a_1$ :

$$A^0 a_1 = \frac{r_0^2}{2,25 t_2} \exp [S_{1,2}(r_0, t_1) \pm \frac{\Delta H}{T} T_{2,1}] \frac{4\pi T}{Q}. \quad (8)$$

Из второго уравнения системы (1) имеем:

$$\begin{aligned} \frac{A^0 b_1}{N} = \varphi(t_1) &= \frac{S_1(r_1, t_1) + \frac{Q}{4\pi T} \operatorname{Ei}\left(-\frac{r_1^2}{4a_1 t_1}\right) + \frac{\Delta H}{T} T_1 F_1'(t_1)}{\frac{Q}{4\pi T} G_1(t_1) - \frac{\Delta H}{T} T_1 F_1(t_1)} = \\ &= \varphi(t_2) = \frac{S_1(r_1, t_2) + \frac{Q}{4\pi T} \operatorname{Ei}\left(-\frac{r_1^2}{4a_1 t_2}\right) + \frac{\Delta H}{T} T_1 F_1'(t_2)}{\frac{Q}{4\pi T} G_1(t_2) - \frac{\Delta H}{T} T_1 F_1(t_2)}. \quad (9) \end{aligned}$$

Из трансцендентного уравнения (9) на ЭВМ определяются значения  $a_1$ , которые можно также получить, используя таблицы для  $\varphi\left(\frac{r_1^2}{a_1 t}\right)$ . При этом строятся графики функции  $\varphi(t_1)$  и  $\varphi(t_2)$  для различных произвольных значений  $a_1$ . По пересечению указанных графиков находим значения  $a_1$  и  $\frac{A^0 b_1}{N}$ . Затем с учетом  $A^0 a_1$  определяются комплексы  $A^0$  и  $b_1$ .

Из первого уравнения системы (1) находим:

$$b_0 = \frac{S_0(r_r, t_1)}{\frac{Q}{4\pi T} \left[ \frac{A^0 b_1}{N} G_0(t_1) - \varphi_1\left(\frac{r_r^2}{a_1}, t_1\right) \right] - \frac{\Delta H}{T} T_1 \left[ \frac{A^0 b_1}{N} F_2(t_1) - F_2'(t_1) \right]}. \quad (10)$$

Далее, следуя [2]:

$$b_2 = b_1 A^0 \frac{l_2}{T_1}, \quad b'_1 = b_0 \frac{a_1}{T_1} \mu_0, \quad (11)$$

где  $\mu_0$  — гравитационная водоотдача.

По найденным комплексам определяются гидрогеологические параметры пластов:

$$\begin{aligned} k_1 &= \frac{T_1^*}{m_1}; & k_2 &= \frac{T_2^*}{m_2}; & \mu_1^* &= \frac{T_1^*}{a_1}; & \mu_2^* &= \frac{T_2^*}{a_2}; \\ t_1 &= b_1 k_1 \mu_1^*; & t_0 &= b_0 k_0 \mu_0^*. \end{aligned} \quad (12)$$

В (11)  $m_1, m_2, h_0, h_1$  — мощности соответственно верхнего и нижнего напорных горизонтов, покровного и раздельного слоев;  $\mu_{1,2}^*$  — коэффициенты упругой водоотдачи напорных горизонтов;  $k_{1,2}, t_1, t_0$  — коэффициенты фильтрации напорных, раздельных и покровных слоев.

Значение указанных комплексом можно определить также по результатам откачки только из нижнего и верхнего водоносных горизонтов.

*Откачка из нижнего горизонта.* Из третьего уравнения системы (2) получаем:

$$\frac{S_2(r_1, t_1)}{S_2(r_0, t_2)} = \frac{\text{Ei}\left(-\frac{r_1^2}{4A^0 a_1 t_1}\right)}{\text{Ei}\left(-\frac{r_0^2}{4A^0 a_1 t_2}\right)}. \quad (13)$$

Из (13) подбором находим значение  $A^0 a_1$ , и подставляя его в третье уравнение системы (2), получаем  $T_2$ :

$$\frac{S_1(r_1, t_1)}{S_1(r_1, t_2)} = \frac{\varphi_1\left(\frac{r_1^2}{A^0 a_1}, t_1\right) - \varphi_1\left(\frac{r_1^2}{a_1}, t_1\right)}{\varphi_1\left(\frac{r_1^2}{A^0 a_1}, t_2\right) - \varphi_1\left(\frac{r_1^2}{a_1}, t_2\right)}. \quad (14)$$

Из (14) на ЭВМ или подбором определяем значение  $a_1$ , а затем и  $A^0$ . Из второго уравнения системы (2) находим:

$$b_1 = \frac{4\pi T_2 N}{A^0 Q_2} \cdot \frac{S_1(r_1, t_1)}{\varphi_1\left(\frac{r_1^2}{a_1}, t_2\right) - \varphi_1\left(\frac{r_1^2}{A^0 a_1}, t_1\right)}, \quad (15)$$

а из первого уравнения имеем:

$$b_0 = \frac{4\pi T_2}{A^0 b_1 Q_2} \cdot \frac{S_0(r_0, t_1)}{\varphi_0\left(\frac{r_0^2}{a_1}, t_1\right) - \varphi_0\left(\frac{r_0^2}{A^0 a_1}, t_1\right)}. \quad (16)$$

*Откачка из верхнего горизонта.* Из второго уравнения системы (2) имеем:

$$\frac{S_1(r_1, t_1)}{S_1(r_1, t_2)} = \frac{\text{Ei}\left(-\frac{r_1^2}{4a_1 t_1}\right)}{\text{Ei}\left(-\frac{r_1^2}{4a_1 t_2}\right)}. \quad (17)$$

откуда подбором определяем значение  $a_1$ , а затем получаем:

$$r_1 = - \frac{Q_1}{4\pi S_1(r_1, t_1)} \operatorname{Ei} \left( - \frac{r_1^2}{4a_1 t_1} \right). \quad (18)$$

Из первого уравнения системы (3) находим:

$$b_0 = - \frac{4\pi T_1}{Q_1} \frac{S_0(r_1, t_1)}{\varphi_1 \left( \frac{r_1^2}{a_1}, t_1 \right)}. \quad (19)$$

Из третьего уравнения системы (2) получаем:

$$\frac{S_2(r_2, t_1)}{S_2(r_2, t_2)} = \frac{\varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{A^0 a_1}, t_1 \right) - \varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{a_1}, t_1 \right)}{\varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{A^0 a_1}, t_2 \right) - \varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{a_1}, t_2 \right)}, \quad (20)$$

откуда подбором определяем значение  $A^0 a_1$ , а затем находим:

$$b_2 = \frac{4\pi T_2}{Q_1} \frac{S_2(r_2, t_1)}{\varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{a_1}, t_1 \right) - \varphi_1 \left( \frac{r_2^2}{A^0 a_1}, t_1 \right)}. \quad (21)$$

По найденным значениям указанных комплексов для случая откачки из нижнего и верхнего горизонтов определяются гидрогеологические параметры по формулам (11). После соответствующих преобразований систем (1)—(3) можно так же определить гидрогеологические параметры при наличии двух наблюдательных скважин, заложенных в верхнем и покровном слоях.

Предлагаемый метод определения гидрогеологических параметров многослойной толни является наиболее точным, поскольку используется аналитическое решение прямой задачи фильтрации. Кроме этого, в результате решения обратной задачи непосредственно получают соответствующие комплексы, входящие в расчетные зависимости прямой задачи, при помощи которых решаются проблемы, связанные с осушением и использованием подземных вод.

АрмСХН

20. XII. 1964

Ս. Մ. ՂԱԶԱՐՅԱՆ

ԲԱԶՄԱՆՇԵՐՏ ՄԵԱՆՑՈՎ ՄԻՋԱՎԱՅՐԻ ՀԻՒՐՈՒՆԻՐԱԲԱՆԱԿԱՆ ՊԱՐԱՄԵՏՐԵՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ ԶՐԱՏԱՐ ՀՈՐԻԶՈՆՆԵՐԻՑ ՏԱՐԵՐ ՌԵԺԻՄՈՎ ԶՐՀԱՆՄԱՆ ԴԵՊԶԻՏ

Ա մ փ ո փ ո ռ մ

Դիտարկվում է հիդրավիթիկական կապի մեջ գտնվող երեք անսահմանափակ ջրատար հորաշերտերի հիդրոերկրաբանական պարամետրերի որոշման

խնդիրը: Փորը ժամանակների համար շկայունացված ծծանցման խնդրի ստացված անալիտիկ լուծումներով մշակված և բաղմաշերտ ծծանցող միջավայրի հիդրոերկրաբանական բուլր պարամետրերի սրճման մեթոդ, օգտագործելով տարրեր ջրատար հորիզոններից փորձնական ջրհանման սովյալները:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Боревский Б. В., Самсонов Б. Г., Язык Л. Е. Методика определения параметров водоносных горизонтов по данным откачек.— М.: Недра, 1973.— 303 с.
2. Казарян С. М. Движение подземных вод к скважине в неоднородно-слоистом пласте при откачке из нижнего напорного водоносного горизонта.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1984, т. XXXVII, № 6, с. 17—25.
3. Казарян С. М. Движение подземных вод к скважине в слоистых толщах при малых и больших временах откачки из двух водоносных горизонтов.— В сб.: Научные труды Арм. СХП «Орошение в горных условиях», 1984, с. 3—14.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Р. Ф. ГАННЕВ, Г. Р. АВЕТИСЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО УДАРА  
 В ТРУБОПРОВОДНЫХ СИСТЕМАХ С НИЗКОЧАСТОТНЫМ  
 СТАБИЛИЗАТОРОМ КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ

Для уменьшения гидравлического удара в трубопроводных системах предлагается применять низкочастотный стабилизатор колебаний давления [1], конструктивная схема которого (без Г-образных пружин) приведена на рис. 1. В исходном положении жидкость заполняет корпус 1, центральную перфорированную трубку 2 и сильфоны 3. Все грузы уравниваются по номинальному давлению в трубопроводной системе так, чтобы сильфоны были в недеформируемом положении. Возникшее в гидравлической системе повышенное давление проходит через перфорацию трубки 2 в корпус 1 и сильфоны 3, вызывая растяжение сильфонов по осевому направлению и поднятие груза. Энергия ударного давления расходуется на трение в перфорациях центральной трубки и на потенциальную энергию поднятого груза. Потенциальная энергия упругости жидкости в стабилизаторе не учитывается.

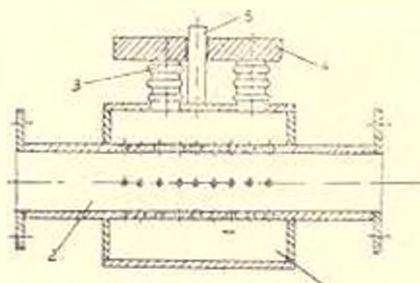


Рис. 1.

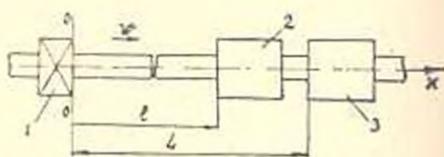


Рис. 2.

Расчетная схема представлена на рис. 2 в виде трубопровода, на одном конце которого подключен насос 1, после насоса установлен стабилизатор 2 и на конце трубопровода стоит клапан 3.

Для капельной жидкости волновые уравнения в отношении нашей системы имеют следующий вид [2]:

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = \rho \left( \frac{\partial w}{\partial t} + 2aw \right); \quad -\frac{\partial p}{\partial t} = \rho c^2 \frac{\partial w}{\partial x}, \quad (1)$$

где  $p$  — давление;  $w$ ,  $\rho$  — скорость течения и плотность жидкости;  $c$  — скорость звука в данной жидкости;  $a = 16\nu/D^2$ ;  $\nu$  — кинематическая вязкость жидкости;  $D$  — диаметр трубопровода. Определим граничные условия. При  $x = 0$  должно быть  $w = \omega_0 = \text{const}$  ( $t \geq 0$ ), а второе граничное условие при  $x = l$  получим из баланса расхода жидкости, протекающей через стабилизатор.

Прирост объема стабилизатора в единицу времени равен

$$\frac{\partial v}{\partial t} = f\omega - Q, \quad (2)$$

где 
$$v = NFZ, \quad (3)$$

$f$  — площадь поперечного сечения трубопровода;  $Q$  — расход жидкости, вытекшей из стабилизатора;  $N$  — количество сильфонов;  $F$  — эффективная площадь поперечного сечения сильфона;  $Z$  — деформация сильфонов по осевому направлению или смещение груза.

Кинетическая энергия жидкости до удара должна равняться диссипации энергии на перфорациях центральной трубы плюс потенциальная энергия груза, смещенного вертикально вверх на  $Z$ :

$$E_k = E_s + E_n, \quad (4)$$

где 
$$E_k = 0,5 f l \rho w_0^2; \quad (5)$$

$$E_s = hp; \quad (6)$$

$$h = \frac{2\alpha\mu f^2 L}{dnS_n\kappa} \sqrt{4\tau\mu \frac{c}{L}}; \quad (7)$$

$d$  — диаметр перфорации;  $\mu$  — динамическая вязкость жидкости;  $\bar{\tau}$  — толщина стенки центральной перфорированной трубы;  $n$  — количество отверстий перфораций;  $K$  — модуль упругости жидкости;

$$E_n = MgZ; \quad (8)$$

$M$  — масса груза.

Совместно решая (1), (5), (7) и (8), получаем:

$$Z = \frac{1}{Mg} (0,5f\rho w_0^2 - hp). \quad (9)$$

Из (9) и (3), имея ввиду (2) и второе уравнение (1), можно записать

$$w - \tau \frac{\partial w}{\partial x} = f(t), \quad (10)$$

где

$$\tau = 4NFh\rho c^2 = MgD^2.$$

При гидравлическом ударе, когда клапан закрывается мгновенно ( $f(t) = 0$ ), второе граничное условие будет

$$w' - \tau \frac{\partial w}{\partial x} \Big|_{x=l} = 0. \quad (11)$$

Решая систему (1) при вышеуказанных граничных условиях по методу Фурье [3], для определения давления получаем следующее выражение:

$$p = 2\tau a \rho w_0 (e^{a^2 t} - 1) - 4a \rho l w_0 e^{-a^2 t} \sum_{k=1}^{\infty} \left( \operatorname{ch} n_k t + \frac{a}{n_k} \operatorname{sh} n_k t \right) \times \\ \times \frac{\tau^2 \cos \frac{k\pi x}{l}}{l^2 - \tau^2 k^2 \pi^2} - 2\rho w_0 c^2 \frac{1}{l} e^{-a^2 t} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\tau^2 \cos \frac{k\pi x}{l}}{l^2 - \tau^2 k^2 \pi^2} \left( \frac{a^2 - n_k^2}{n_k} \right) \operatorname{sh} n_k t, \quad (12)$$

где  $k = 1, 2, 3 \dots$ ;  $n_k = \frac{1}{l} \sqrt{l^2 a^2 - c^2 k^2 \pi^2}$ .

Испытание опытной конструкции стабилизатора проводилось на стенде, работающем на воде. При помощи дроссельных шайб устанавливали необходимый расход воды, начальное давление  $p = 0.15$  МПа и начальную скорость  $w_0 = 1$  м/с. Ударная волна в трубопроводе после стабилизатора измерялась датчиком давления типа ДХ-415. Число отверстий перфорации оставалось постоянным —  $n = 20$ .

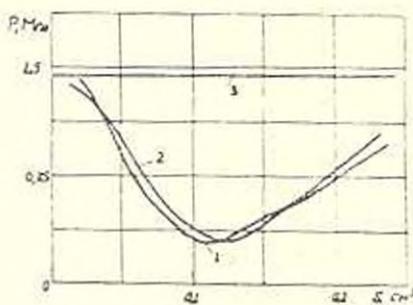


Рис. 3.

На рис. 3 приведены зависимости давления гидроудара от площади перфорации, измеряемое после стабилизатора (1 — экспериментальная, 2 — теоретическая, рассчитанная по формуле (12), 3 — уровень давления без стабилизатора). Из зависимостей видно, что расхождения между теоретической и экспериментальной кривыми меньше 10%. Максимальное гашение гидроудара для данного стабилизатора получается при перфорации площадью  $S = 0.125 \cdot 10^{-4}$  м².

Предложенный стабилизатор можно применять в магистральных трубопроводах нефти и нефтепродуктов, установках слива-налива топ-

лива в танкерные емкости, мембраны, трубопроводных системах энергетики и машиностроения.

ИМАШ АН СССР

28. VII, 1984

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. А с. 1087738 (СССР) Стабилизатор низкочастотных колебаний давления/*Р. Ф. Тагиев, Г. Р. Аветисян, Х. Н. Низамов.*— Оpubл. в Б.И., 1981, № 15.
2. *Чарный И. А.* Неустойчивое движение реальной жидкости в трубах.— М.: Недра, 1975.— 296 с.
3. *Крылов А. Н.* О некоторых дифференциальных уравнениях математической физики.— М.: Изд-во АН СССР, 1933.— 172 с.

ԲՈՎԱՆԳԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

էջ

ՄԵՐՆԱՇԻՆՈՒԹՅՈՒՆ

Մ. Վ. Կոսյան, Ա. Մ. Ազգումանյան: Գունավոր մետաղների ընդհատվող կտրման քն- թացքում դինամիկական կայունությունը . . . . .	3
Վ. Ս. Խոնվակով, Հ. Վ. Կարադյան: Հաստոցի առաջադաս համակարգերի եսայնակա- նացման ալգորիթմը . . . . .	7
Ա. Ի. Սանբալյան: Պողպատների մշակման պրոցեսում արագահատ նամակուլվածքից կարիչների առջևի մակերեսային մաշման մեխանիզմի մասին . . . . .	13
Տառ. Պ. Շաղախ, Մ. Գ. Ստավյան, Ն. Ս. Իսախանյան: Միկրոկարծրության չափումները հողածային վնասման պրոցեսում արտադրանքի աշխատունակության զեահաստ- ման համար . . . . .	18

ՆՃՈՒԹԱԿԵՏՈՒԹՅՈՒՆ

Ն. Ն. Ռեկլեմիչև, Ե. Ն. Վեդեյայիլև, <b>Պ. Ս. Շապիրո:</b> Հոտանքի խմպուխի ազդեցու- թյունը հաղորդիչ նյութերի պլաստիկության ռետորսի վրա . . . . .	25
--	----

ԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱ

Ի. Ե. Աբրահամյան: Մարման զորածակիցների որոշումը բաղձամեթենայական էներգա- համակարգում . . . . .	30
---	----

ՀԱՇՎՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Ս. Ա. Կոսյան, Ե. Ա. Մ. Պոչկյան: Տվյալների մշակման օպտիմալ մոդուլային համա- կարգերի սինթեզը բազմապրոցեսորային հաշվողական համակարգերում . . . . .	35
--	----

ՀԻԳՐԱՎԼԻԿ

Ս. Մ. Ղազարյան: Բազմաշերտ մթանցող միջավայրի հիդրոերկրաբանական պարամետրե- րի որոշումը ջրատար հորիզոններից տարբեր սեփմով ջրահանման դեպքում . . . . .	39
---	----

ԳԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒԹՄ

Ռ. Յ. Գանին, Գ. Ռ. Ավետիսյան: Հիդրավլիկական հարվածի հետազոտումը ճնշման տատանումների ցածր հաճախականության կայունացուցիչ պարունակող խողո- վակային համակարգերում . . . . .	16
---	----

# СОДЕРЖАНИЕ

Стр

## МАШИНОСТРОЕНИЕ

- М. В. Касьян, А. М. Арзумян.* Динамическая устойчивость при прерывистом резании цветных металлов . . . . . 2
- В. С. Хомяков, О. В. Дабалян.* Алгоритм идентификации упругих систем станков . . . . . 7
- А. Н. Сагадян.* О механизме изнашивания передней поверхности резцов из быстрорежущих сталей при обработке сталей . . . . . 13
- Ю. П. Шавеев, М. Г. Стакян, Н. С. Исихакян.* Измерение микротвердости в процессе усталостного повреждения для оценки работоспособности изделий . . . . . 18

## МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

- Н. П. Беклемишев, Е. П. Веденяпин, Г. С. Шапиро.* Влияние импульса тока на ресурс пластичности проводящих материалов . . . . . 25

## ЭНЕРГЕТИКА

- Р. Ш. Абрамян.* Определение демпферных коэффициентов в многомашинной энергосистеме . . . . . 30

## ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

- С. А. Косыченко, С. О. Кашецян.* Синтез оптимальных модульных систем обработки данных в мультипроцессорных вычислительных системах . . . . . 35

## ГИДРАВЛИКА

- С. М. Казарян.* Определение гидрогеологических параметров многослойной фильтрационной среды при различных режимах откачки из водоносных горизонтов . . . . . 39

## НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

- Р. Ф. Ганиев, Г. Р. Лавтисян.* Исследование гидравлического удара в трубопроводных системах с низкочастотным стабилизатором колебаний давления . . . . . 46

