

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

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

Խ Մ Բ Ա Փ Դ Ա Կ Ա Ն Դ Կ Ո Լ Ի Փ Ե Ա

Կասյան Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Աղսեղ Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Ալեքսենկի Վ. Վ., Անանյան Ա. Կ., Զադոյան Մ. Ա., Հակոբյան Ռ. Ն.,
Սարգսյան Յու. Լ., Ստակյան Մ. Գ., Տեր-Ազարև Ի. Ա.,
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Պատասխանատու քարտուղար Խոնվանդյան Զ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ. редактор), Адоиц Г. Т. (зам. ответ. редактора),
Алексеевский В. В., Ананян А. К., Акопян Р. Е., Задоян М. А.,
Пинаожян В. В. (зам. ответ. редактора), Саркисян Ю. Л.,
Стакян М. Г., Тер-Азарьев И. А.
Ответственный секретарь Степанян Э. К.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

М. В. КАСЬЯН, П. М. ЕСАЯН

К ВОПРОСУ О КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ НЕУСТОЙЧИВОСТИ
 СУППОРТНОЙ ГРУППЫ ТОКАРНОГО СТАНКА

В [1] рассматривалась задача об апериодической неустойчивости суппортной группы токарного станка с ЧПУ, выражающейся нарастающим отклонением режущего инструмента в тело обрабатываемой заготовки и сопровождающейся снижением качества и производительности обработки. Не менее существенным является вопрос о периодической-колебательной неустойчивости суппортной группы, при которой амплитуда собственных колебаний данной подсистемы не убывает с течением времени, а, наоборот, может получить развитие, приводя ее к неустойчивости. Целью анализа динамики подсистемы суппорта в настоящей статье является определение и прогнозирование условий возникновения в ней периодической неустойчивости в зависимости от пространственной ориентации результирующей силы резания, что весьма существенно для различных компоновок станков с ЧПУ.

В анализе приняты следующие допущения. Подсистема заготовки имеет устойчивое движение, обладает значительной жесткостью, колебательный процесс характеризуется перемещениями режущего инструмента по двум обобщенным координатам ξ и η , соответствующим главным осям жесткости [2]. Центр жесткости совпадает с центром тяжести суппорта, что исключает инерционную связь, при наличии которой наряду с линейными перемещениями могут иметь место повороты подсистемы суппорта относительно центра жесткости.

Упрощенная расчетная схема упругой системы (УС) суппорта согласно [2] представлена на рис. 1.

Движение данной подсистемы описывается уравнениями:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{\xi} + h_1 \dot{\xi} + C_1 \xi = P \cdot \cos \beta; \\ m_2 \ddot{\eta} + h_2 \dot{\eta} + C_2 \eta = P \cdot \sin \beta, \end{cases} \quad (1)$$

где m_1 , m_2 — приведенные массы подсистемы суппорта; h_1 , h_2 — коэффициенты сил сопротивления; C_1 , C_2 — главные жесткости системы ($C_1 = C_{\max}$, $C_2 = C_{\min}$); P — действующая сила; β — угол между направлением оси максимальной жесткости и силой.

Уравнения (1) могут быть приведены к виду:

$$\begin{cases} (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1) \zeta = \frac{P}{C_1} \cos \beta; \\ (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1) v = \frac{P}{C_2} \sin \beta, \end{cases} \quad (2)$$

где T_1, T_1' — соответствующие инерционные постоянные времени, с; T_2, T_2' — постоянные времени демпфирования, с; p — оператор Лапласа.

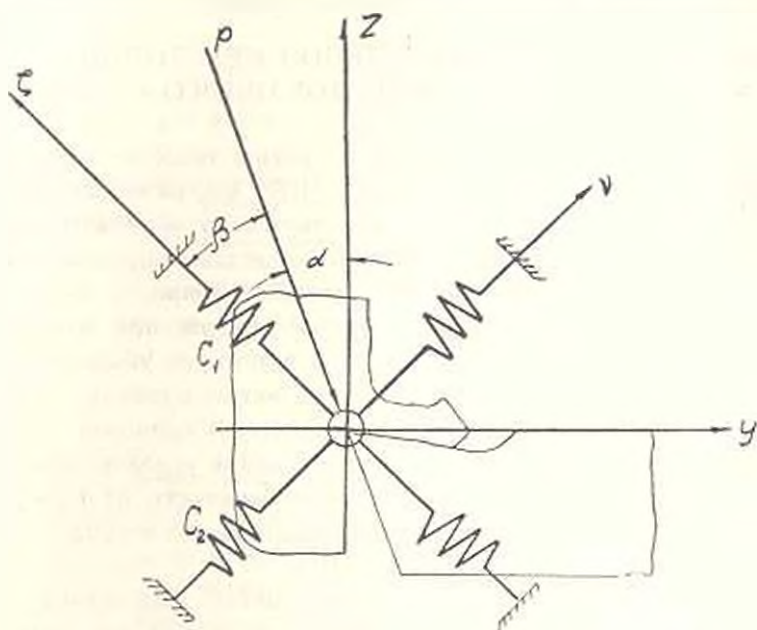


Рис. 1. Расчетная схема УС суппорта.

Динамической характеристикой подсистемы суппорта, как отношение выходной координаты (смещение) к входной (сила), будет:

$$W_{\text{ус}} = \frac{\cos(\alpha + \beta) \sin \beta}{C_2 (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1)} - \frac{\sin(\alpha + \beta) \cos \beta}{C_1 (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1)}. \quad (3)$$

Условие устойчивости рассматриваемой подсистемы по критерию Рауса-Гурвица представляется в виде [2]:

$$(C_1 - C_2)^2 + 2K_p(C_1 - C_2) |\cos \beta \sin(\alpha + \beta) + \sin \beta \cos(\alpha + \beta)| + K_p^2 [\cos \beta \sin(\alpha + \beta) - \sin \beta \cos(\alpha + \beta)]^2 \geq 0, \quad (4)$$

где $K_p = K_{y2} \cdot b$ — коэффициент резания; K_{y2} — удельная сила резания; b — ширина среза; α — угол между результирующей силой резания и ее вертикальной составляющей.

Введенная в (4) величина K_p отражает учет характеристики резания. Представим (4) в виде приведенного квадратного уравнения:

$$K_p^2 + 2K_p \frac{(A+B)(C_1 - C_2)}{(A-B)^2} + \frac{(C_1 - C_2)^2}{(A-B)^2} = 0,$$

где

$$A = \cos \beta \cdot \sin(\alpha + \beta); \quad B = \sin \beta \cdot \cos(\alpha + \beta).$$

Его решением, выраженным через предельную ширину среза, будет:

$$b_{np} = \frac{C_1 - C_2}{K_{ya} \cdot \sin^2 \alpha} \left[\cos \beta \sin(\alpha + \beta) + \sin \beta \cos(\alpha + \beta) + \right. \\ \left. + 2 \sqrt{\cos \beta \sin(\alpha + \beta) \cdot \sin \beta \cos(\alpha + \beta)} \right]. \quad (5)$$

Условие периодической устойчивости может быть дано также связью между отношением $\frac{C_1}{C_2}$ и направлением результирующей силы резания:

$$\frac{C_1}{C_2} = \frac{\cos \beta \sin(\alpha + \beta) + \sin \beta \cos(\alpha + \beta) + 2 \sqrt{\cos \beta \sin(\alpha + \beta) \sin \beta \cos(\alpha + \beta)}}{\sin^2 \alpha + \cos \beta \sin(\alpha + \beta) + \sin \beta \cos(\alpha + \beta) + 2 \sqrt{\cos \beta \sin(\alpha + \beta) \sin \beta \cos(\alpha + \beta)}}. \quad (6)$$

Зависимость (6) решена на ЭВМ „Напри-2“ при изменении угла β в пределах до 360° с интервалом до 15° . Для каждого значения угла β величина $\frac{C_1}{C_2}$ определялась при изменении α от 0° до 360° через каждые 15° . Полученные зависимости показаны на рис. 2. Здесь же обозначены области, в которых УС суппорта в зависимости от отношения $\frac{C_1}{C_2}$ в периодической трактовке устойчива или неустойчива.

Анализ показывает, что при изменении угла α в различных диапазонах в зависимости от угла β отношение $\frac{C_1}{C_2}$ изменяется в широких пределах, принимая положительные и отрицательные значения. Как видно (рис. 2а), при угле $\alpha = 0^\circ$ $\frac{C_1}{C_2} > 0$ при всех значениях β . В этом случае система устойчива при $\frac{C_1}{C_2} \leq 1$ при любом β , за исключением значений этого угла в 150° , 285° , 330° и 360° .

При увеличении угла α до 75° данная закономерность резко нарушается. На рис. 2а четко выделяются области, в которых при различных значениях α и β УС суппорта устойчива или неустойчива. Наибольшей устойчивостью в этом случае УС суппорта обладает при $\alpha = 15^\circ$ и 30° в диапазоне изменения угла $\beta = 135^\circ \dots 195^\circ$ и $255^\circ \dots 300^\circ$.

Подобный анализ может быть выполнен и для других диапазонов изменения α . Расчеты показали, что в интервале $\alpha = 100^\circ \dots 180^\circ$ при

$\alpha = 180^\circ$ и $\beta = 90^\circ \dots 180^\circ, 270^\circ \dots 360^\circ, \frac{C_1}{C_2} > 0$, и система устойчива почти для всех α . Наибольшей устойчивостью подсистема суппорта обладает при значениях $\alpha = 135^\circ, 150^\circ$ и 165° в диапазоне изменения $\beta = 75^\circ \dots 150^\circ, 180^\circ \dots 210^\circ$ и $255^\circ \dots 300^\circ$. Для значений угла $\alpha = 195^\circ \dots 270^\circ$ и при $\beta = 105^\circ \dots 165^\circ, 285^\circ \dots 345^\circ \frac{C_1}{C_2} > 0$, и система устойчива при $\frac{C_1}{C_2} < 1$. В диапазонах $\beta = 45^\circ \dots 105^\circ, 105^\circ \dots 210^\circ$ и $240^\circ \dots 285^\circ$ закономерность изменения $\frac{C_1}{C_2}$ отличается — здесь обозначаются области наибольшей устойчивости при $\alpha = 195^\circ$ и 210° . При $\alpha = 270^\circ$ независимо от значений угла β отношение $\frac{C_1}{C_2} = 0$, и система полностью неустойчива.

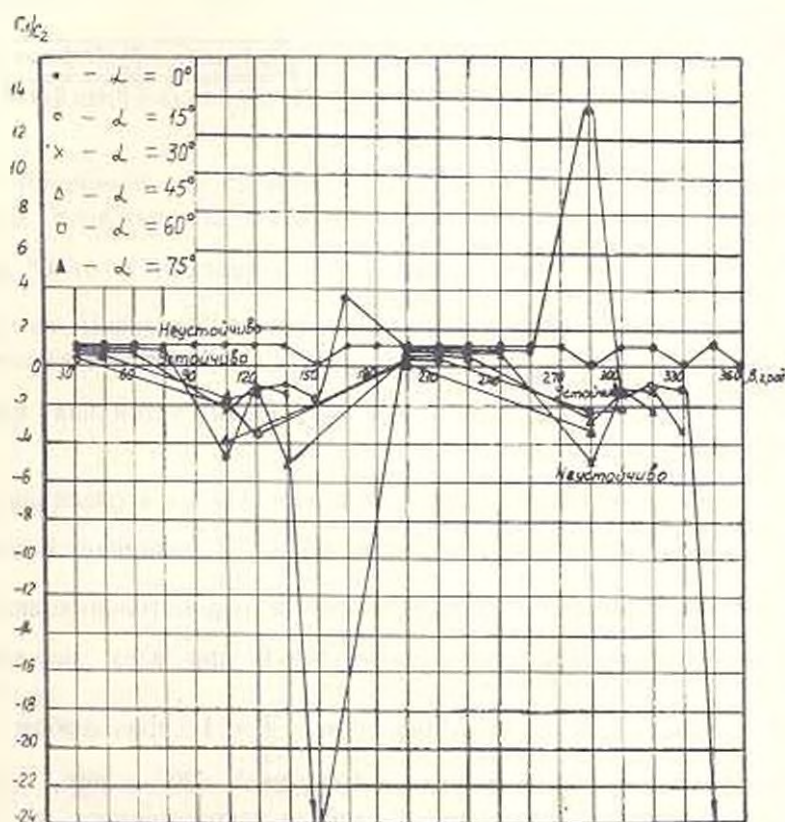


Рис. 2а. Закономерности изменения отношения максимальной жесткости УС суппорта к минимальной в зависимости от направления действия силы резания: при значениях угла $\alpha = 0 \dots 75^\circ$.

На диаграмме (рис. 2б) приведены закономерности изменения $\frac{C_1}{C_2}$ в области $\beta = 0^\circ \dots 360^\circ$ при $\alpha = 280^\circ \dots 360^\circ$. В этом случае при

$\varphi = 30^\circ \dots 90^\circ$ и $210^\circ \dots 270^\circ$ отношение $\frac{C_1}{C_2} > 0$ почти для всех α , и при $\frac{C_1}{C_2} = 1$ система устойчива, а наибольшим запасом устойчивости СУ суппорта обладает в диапазонах $\varphi = 90^\circ \dots 150^\circ$, $165^\circ \dots 210^\circ$ и $285^\circ \dots 315^\circ$ для $\alpha = 330^\circ$, 345° и 360° .

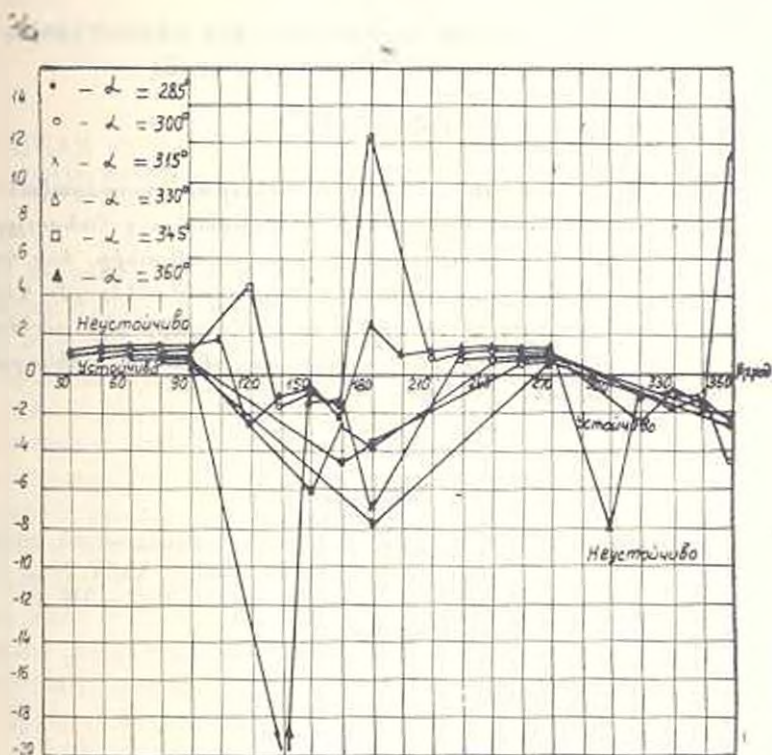


Рис. 26. Закономерности изменения отношения максимальной жесткости УС суппорта к минимальной в зависимости от направления действия силы резания: при значениях угла $\alpha = 280 \dots 360^\circ$.

Выводы

1. Отношение максимальной жесткости УС суппорта к минимальной $\left(\frac{C_1}{C_2}\right)$, принимаемое в качестве оценочного показателя периодической устойчивости, имеет положительные и отрицательные значения и изменяется в широких пределах.

2. Установлены значения отношения $\frac{C_1}{C_2}$, при которых УС суппорта устойчива при тех или иных значениях углов между результирующей силой резания, ее тангенциальной составляющей и результирующей си-

лош резания и осью максимальной жесткости с обозначением диапазонов углов, в которых обнаруживается наибольший запас устойчивости.

Ереванский 3-д «Ерал»

24 VI 1982

Մ. Վ. ԿԱՍՅԱՆ, Պ. Մ. ՆՍՈՅԱՆ

ԽՍՌԱՏՍՆԻՆ ՀԱՍՏՈՑԻ ՍՈՒՊՈՐՏԱՅԻՆ ԽՄԲԻ ՏԱՏԱՆՈՂԱԿԱՆ
ԱՆԿԱՅՆՈՒԹՅԱՆ ՀԱՐՑԻ ՎԵՐԱՐՆԵՐՅԱԼ

Ա մ փ ո փ ո ո մ

Վերլուծվում է խառատային հաստոցի սուպորտի առաձգական համակարգի պարբերական կայունության ինդիքը՝ կախված ալդ հանգույցի առաջնությունից և նվազագույն կոշտությունների հարաբերությունից, երբ համազոր կտրման ուժի սեղողությունը փոփոխվում է լայն սահմաններում: Վերլուծության հիման վրա հաստատված են նշված պարամետրերի այն սահմանները, որտեղ սուպորտի առաձգական համակարգը պարբերական մեկնաբանմամբ կայուն է կամ ոչ կայուն:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Есаян П. М. Теоретические основания к определению аperiodической устойчивости токарного станка.— Изв. АН АрмССР (сер. ТП), 1982, т. XXXV, № 2, с. 9—13.
2. Кудинков В. А. Динамика станков — М.: Машиностроение, 1967.— 359 с.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Р. С. ОВСЕПЯН

АКТИВНАЯ КОМПЕНСАЦИЯ ГАРМОНИЧЕСКИХ ЗВУКОВЫХ ВОЛН ВРАЩАЮЩИМСЯ ВОКРУГ ИХ ИСТОЧНИКА КОМПЕНСАТОРОМ

При активной компенсации звуковых колебаний вокруг их источника располагается множество компенсаторов (громкоговорителей) [1], что вызывает трудности технического порядка. Уменьшение количества компенсаторов без ухудшения эффективности подавления является важной задачей практической реализации метода активной компенсации шума. Применение вращающихся компенсаторов может привести к указанной цели.

В работе рассматривается задача компенсации гармонической звуковой волны компенсатором, вращающимся вокруг ее источника.

Звуковое поле вращающегося источника рассмотрено в [2, 3] в аспектах аэро- и гидроакустики. Исследования же по компенсации звуковых волн «звуком вращения» не проводились.

Допустим, элементарный гармонический «монополь интенсивности $Q(t) = Q_0 \exp(i\omega_1 t)$ движется по окружности радиуса a с угловой скоростью ω_0 (рис. 1). Согласно [3], звуковое поле в волновой зоне в сферической системе координат (R, θ, φ) описывается выражением:

$$\Phi(R, \theta, \varphi) = \frac{Q_0}{4\pi R} \sum_{n=-\infty}^{\infty} J_n \left| \frac{n\omega_0 - \omega_1}{c} a \sin \theta \right| \exp(i\gamma_n); \quad (2)$$

$$\gamma_n = (n\omega_0 - \omega_1) \left(t - \frac{R}{c} \right) - n \left(\varphi - \frac{\pi}{2} \right),$$

где Φ — потенциал скорости; c — скорость звука; J_n — функция Бесселя порядка n ($n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$).

Поместим стационарно в центре O (рис. 1) окружности второй элементарный гармонический монополь, излучение которого $Q(t) = -Q_0 \exp(-i\omega_1 t)$ протофазно излучению вращающегося монополя. Легко показать, что наложение звукового поля вращающегося (1) и неподвижного $\Phi = -\frac{Q_0}{4\pi R} \exp \left[-i\omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) \right]$ монополей приведет к компенсации поля неподвижного источника на частоте излучения ω_1 ($n = 0$).

Однако, из [3] невозможно выявить при каких угловых скоростях вращения ω_0 и соотношениях между ним и угловой частотой ω_1 излучения верна формула (1). а, следовательно, возможна компенсация указанным способом.

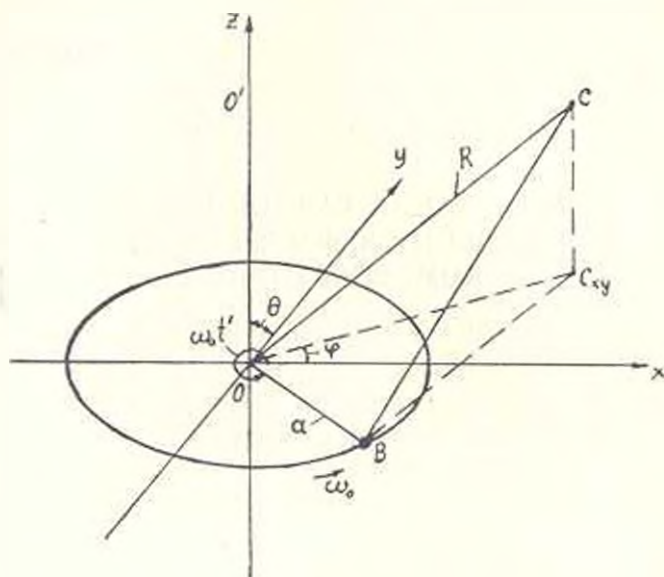


Рис. 1.

Решение данной задачи проведем следующим образом.

Представим интенсивность $Q = Q_0 \exp(i\omega_1 t')$ гармонического монополя, движущегося по окружности (рис. 1), в виде кусочно-непрерывных функций. Для этого разобьем период обращения T_0 монополя, т. е. интервал времени $[t', t' + T_0]$ на l частей точками деления $t'_1, t'_2, t'_3, \dots, t'_l, \dots, t'_1$, причем, $t'_1 < t'_2 < t'_3 < \dots < t'_l$, и положим отрезки времени $\Delta t' = t'_2 - t'_1 = t'_3 - t'_2 = \dots = t'_1 - t'_l$ достаточно малыми. В каждой из указанных точек вычислим значение функции $Q = Q_0 e^{i\omega_1 t'_1}, Q_0 e^{i\omega_1 t'_2}, \dots, Q_0 e^{i\omega_1 t'_l}$. Тогда с точностью до второй степени малости интенсивность монополя можно представить в виде суммы:

$$Q = \sum_{q=1}^l Q_q; \quad (2)$$

$$Q_q = \begin{cases} Q_0 e^{i\omega_1 t'_q}, & \text{при } t'_q + qT_0 \leq t' < t'_q + qT_0 + \Delta t' \quad (q = 0, 1, 2, \dots), \\ 0, & \text{при } t'_q + qT_0 > t' \geq t'_q + qT_0 + \Delta t'. \end{cases}$$

Звуковое колебание (2), излучаемое компенсатором с траектории своего движения в момент $t' = t'_1$, доходит до точки наблюдения $C(R, \theta, \varphi)$ (рис. 1) в момент времени t :

$$t = t' + \frac{R - a \cos(\omega_0 t' - \varphi)}{c}, \quad (3)$$

где второй член данного выражения — время, необходимое для пробега луча от компенсатора до точки наблюдения.

В этом случае потенциал скорости Φ в точке наблюдения C , согласно (2), (3) и формуле потенциала монополя $\Phi = -\frac{Q}{4\pi R}$ [4], можно представить в виде:

$$\Phi = \sum_{q=1}^{\infty} \Phi_q; \quad (4)$$

$$\Phi_q = \begin{cases} -\frac{Q_0}{4\pi R} e^{i\omega_0 t'_q}, & \text{при } t'_q + \tau_2 + qT_0 \leq t < t'_q + \tau_2 + \tau_2 \Delta t' + qT_0, \\ 0, & \text{при } t'_q + \tau_2 + qT_0 > t > t'_q + \tau_2 + \tau_2 \Delta t' + qT_0, \end{cases} \quad (q = 0, 1, 2, \dots)$$

где

$$\tau_1 = \frac{R - a \cos[\omega_0(t'_q + qT_0) - \varphi]}{c}; \quad \tau_2 = 1 - \frac{a}{c} \sin[\omega_0(t'_q + qT_0) - \varphi].$$

Допустим $T_1 = mT_0$, $\omega_0 = m\omega_1$ ($m = 1, 2, 3, \dots$), т. е. период T_1 излучаемого сигнала содержит в себе m периодов вращения T_0 монополя. Тогда члены Φ_q суммы (4) представляют из себя периодические функции с периодами, равными периоду T_1 излучаемого сигнала. Разложим Φ_q по переменной t в ряд Фурье с учетом того, что за период T_1 q принимает значения $0, 1, 2, \dots, m$. Вычисления дают следующий результат:

$$\Phi = - \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \frac{Q_0 m \tau_2}{4\pi R T_1} e^{i[(mn+1)\omega_1 t - (mn+1)\omega_1 \tau_1 - mn\omega_1 t'_q]} \cdot \Delta t'. \quad (5)$$

Подставляя значения Φ_q (5) в выражение (4), получим:

$$\Phi = - \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \sum_{q=1}^m \frac{Q_0 m \tau_2}{4\pi R T_1} e^{i[(mn+1)\omega_1 t - (mn+1)\omega_1 \tau_1 - mn\omega_1 t'_q]} \cdot \Delta t'. \quad (6)$$

При $\Delta t' \rightarrow 0$ указанная сумма приводится к интегралу на отрезке $[t'_q, t'_q + T_0]$:

$$\Phi = - \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \int_{t'_q}^{t'_q + T_0} \frac{Q_0 m \tau_2}{4\pi R T_1} e^{i[(mn+1)\omega_1 t - (mn+1)\omega_1 \tau_1 - mn\omega_1 t'_q]} \cdot dt'.$$

Вычисление данного интеграла приводит к выражению для потенциала скорости:

$$\Phi = -\frac{Q_0}{4\pi R} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(1 + \frac{n}{n\omega_0 + \omega_1}\right) \times \\ \times J_n \left[(n\omega_0 + \omega_1) \frac{a}{c} \sin \theta \right] e^{i \left[(n\omega_0 + \omega_1) \left(t - \frac{R}{c} \right) - n \left(\varphi - \frac{\pi}{2} \right) \right]}. \quad (7)$$

Если одновременно $\omega_0 = \omega_1$ ($m = 1$) и $n = -1$, то функция (7) не имеет смысла, т. е. она неопределенна. При этих значениях, как показывают вычисления, $\Phi = 0$.

В выражении (7) членом $n/n\omega_0 + \omega_1$ можно пренебречь, когда $|n/(n\omega_0 + \omega_1)| \ll 1$. Откуда, учитывая $\omega_0 = m\omega_1$, получим:

$$\omega_1 \gg \left| \frac{n}{nm + 1} \right| \quad \text{или} \quad \omega_0 \gg \left| \frac{n}{n + \frac{1}{m}} \right|. \quad (8)$$

Тогда формула (7) приводится к виду (1). Практически, согласно неравенству (8), выражение (1) верно при $\omega_1 \gg 10$.

Вычисления показывают, что потенциал скорости в волновой зоне при $\omega_0 = \frac{\omega_1}{m}$ описывается также выражением (7). Значение $n = -m$ приводит потенциал скорости (7) к неопределенности. Расчеты показывают, что в этом случае $\Phi = 0$. Отметим, что выражение (7) при $\omega_0 = \frac{\omega_1}{m}$ приводится к формуле (1), когда

$$\omega_1 \gg \left| \frac{n}{\frac{n}{m} + 1} \right| \quad \text{или} \quad \omega_0 \gg \left| \frac{n}{n + m} \right|. \quad (9)$$

Наложение звукового поля, определяемого общей формулой (7), на звуковое поле $\Phi = -\frac{Q_0}{4\pi R} \exp \left[i\omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) \right]$, стационарно расположенного в точке O (рис. 1) монополя, приводит к компенсации поля неподвижного монополя на частоте излучения ω_1 ($n = 0$) при любых ω_1 и соотношениях ω_0 и ω_1 . Однако, на компенсацию колебаний на основной частоте ω_1 влияют другие спектральные составляющие с частотами $\omega_1 \pm n\omega_0$, $n = 1, 2, \dots$ (7). Количественно оценим компенсацию (степень компенсации) на частоте ω_1 и выявим влияние на нее спектральных составляющих. Степень компенсации определяется как разность уровней звукового давления в суммарном и первичном (поле неподвижного монополя) полях:

$$\Delta = 10 \lg \frac{\bar{p}_{\text{сум}}^2}{\bar{p}_0^2} - 10 \lg \frac{\bar{p}^2}{\bar{p}_0^2} = 10 \lg \frac{\bar{p}_{\text{сум}}}{\bar{p}} \text{ дБ},$$

где $\bar{p}_{\text{сум}}$, $\bar{p}$ — осредненные во времени уровни звукового давления,

соответственно, в суммарном и первичном полях; p_0 — пороговое звуковое давление.

Принимая во внимание, что $p = \frac{\partial \Phi}{\partial t}$ и средний квадрат периодической функции $p(t)$ определяется выражением $\overline{p(t)^2} = \sum_{m,n} p_{mn}^2/2$ (p_{mn} — амплитуда синусоидальных составляющих) [4], степень компенсации поля $\Phi = -\frac{Q_0}{4\pi R} \exp \left[i\omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) \right]$ неподвижного монополя, согласно (1), (7), принимает следующий вид:

$$\Delta = 10 \lg \left\{ \left| 1 - J_0 \left(\omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) \right|^2 + \sum_{n=1, 2, \dots} (nm+1)^2 \cdot J_n^2 \left| (nm+1) \omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right| \right\}, \quad (10)$$

при $T_1 = mT_0$

В выражении (7), принимая $n = k - m$ ($k = \pm 1, \pm 2, \dots$), при $T_1 = \frac{T_0}{m}$ получим:

$$\begin{aligned} \Delta = 10 \lg & \left\{ \left| \left[1 - J_0 \left(\omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) \right] e^{i \left[\omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) + \frac{\pi}{2} \right]} + \right. \right. \\ & + \left(1 + \frac{2m}{\omega_1} \right) J_{2m} \left(\omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) e^{i \left[-\omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) + 2m \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2} \right) + \frac{\pi}{2} \right]} \left. \right|^2 + \\ & + \sum_{k=1, 2, \dots, (m-1), (m+1)} \left\| \frac{k}{m} \left[1 + \frac{m(k-m)}{k\omega_1} \right] J_{k-m} \left(\frac{k}{m} \omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) \times \right. \\ & \times e^{i \left[-\frac{k}{m} \omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) + (k-m) \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2} \right) + \frac{\pi}{2} \right]} - \frac{k}{m} \left[1 + \frac{m(k+m)}{k\omega_1} \right] J_{k+m} \times \\ & \times \left(\frac{k}{m} \omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) e^{i \left[\frac{k}{m} \omega_1 \left(t - \frac{R}{c} \right) + (k+m) \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2} \right) + \frac{\pi}{2} \right]} \left. \right\|^2 \Bigg\}. \quad (11) \end{aligned}$$

Для малых $\omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta$ (при $m \geq 2$) $J_{k+m} \ll J_{k-m}$ и $J_{2m} \ll J_0 \left(\omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right)$, поэтому зависимость (11) принимает вид:

$$\Delta = 10 \lg \left\{ \left| \left[1 - J_0 \left(\omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) \right] \right|^2 + \sum_{k=1, 2, \dots, (m-1), (m+1)} \left\| \frac{k}{m} \left[1 + \frac{m(k-m)}{k\omega_1} \right] J_{k-m} \left(\frac{k}{m} \omega_1 \frac{a}{c} \sin \theta \right) \right\|^2 \right\}. \quad (12)$$

В формулах (10) — (12) член, выраженный суммой, показывает влияние спектральных составляющих, формируемых вращающимся компенсатором, на степень активной компенсации. Остальные члены в этих

выражениях показывают степень компенсации на частоте излучения ω_1 . Согласно формулам (10)—(12), степень компенсации при данном отношении a/λ_1 уменьшается с увеличением θ : она максимальна ($\Delta = -\infty$, т. е. происходит полная компенсация) на оси вращения OO' ($\theta = 0$) монополя (рис. 1) и минимальна в плоскости вращения ($\theta = \frac{\pi}{2}$) компенсатора (рис. 2, 3). Компенсация звукового поля (отрицательные значения Δ на рис. 3) монополя на частоте ω_1 возможна в волновой зоне по всему пространству, если $\frac{a}{\lambda_1} \leq 0,38$. Когда же

$\frac{a}{\lambda_1} > 0,38$, наряду с зонами подавления при определенных значениях θ появляются зоны превышения (положительные значения Δ на рис. 3) уровня звукового давления суммарного поля над уровнем звукового давления неподвижного излучателя. С другой стороны, компенсация по всей волновой зоне возможна также, если компенсатор расположен неподвижно от излучателя на расстоянии $a < 0,25 \lambda_1$. Поэтому активную компенсацию путем вращения монополя при одинаковом уровне излучения неподвижного и движущегося источника целесообразно проводить при $0,25 < \frac{a}{\lambda_1} < 0,38$. Для достижения полной компенсации (на частоте излучения ω_1) на конусе вращения с образующей, составляющей с плоскостью вращения определенный угол θ , необходимо уровень излучения вращающегося компенсатора увеличить в $\frac{1}{f_0} \left(1 - \frac{a}{c} \sin \theta \right)$ раз.

В этом случае при других значениях θ может наблюдаться превышение суммарного уровня над компенсируемым.

На рис. 4 приведена полярная диаграмма степени компенсации Δ по общему уровню звукового давления при различных скоростях вращения монополя, учитывающая влияние спектральных составляющих. Расчеты, проведенные по (10)—(12) для $f = 1$ кГц, $a = 13$ см ($a/\lambda_1 = 0,38$), показывают, что подавление звуковых колебаний по общему уровню возможно в окрестностях оси OO' (рис. 1) вращения монополя. В остальных областях с увеличением θ наблюдается превышение уровня суммарного сигнала над компенсируемым уровнем. Максимальное превышение наблюдается в плоскости вращения ($\theta = \frac{\pi}{2}$). Как следует из рис. 3, с увеличением скорости вращения ω_0 компенсатора область компенсации уменьшается. При $\omega_0 \leq \frac{\omega_1}{10}$ протяженность указанной области и степень компенсации остаются постоянными. При $\omega_0 \geq \omega_1$ ряд, обозначенный в выражениях (11), (12) знаком суммы, для $\frac{a}{\lambda_1} = 0,25 \dots 0,38$ сходится медленно. Потому в данном случае для расчета степени компенсации учитывались лишь спектральные состав-

ляющих, входящих в звуковой диапазон, т. е. члены с $\frac{nm\omega_0}{2\pi} \leq 20 \text{ кГц}$.

При таком способе расчета оказывается, что для $\omega_0 > 2\pi \times 20000 \text{ с}^{-1}$ степень компенсации совпадает со степенью компенсации на частоте излучения ω_1 (рис. 2, 3), т. е. при $\omega_0 > 2\pi \cdot 20000 \text{ с}^{-1}$ наблюдается компенсация по всей волновой зоне, при этом степень и область компенсации не зависят от скорости вращения компенсатора.

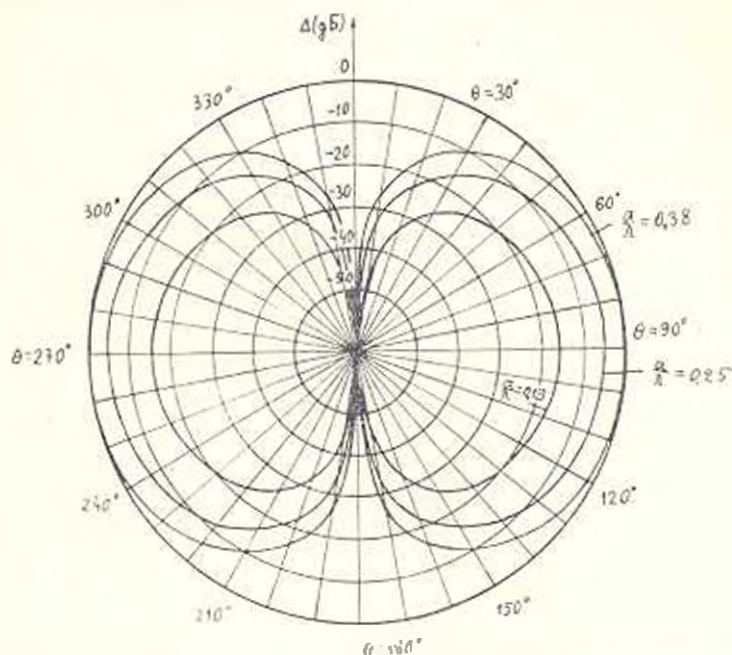


Рис. 2. Полярная диаграмма степени компенсации Δ на частоте излучения монополя при различных a/L .

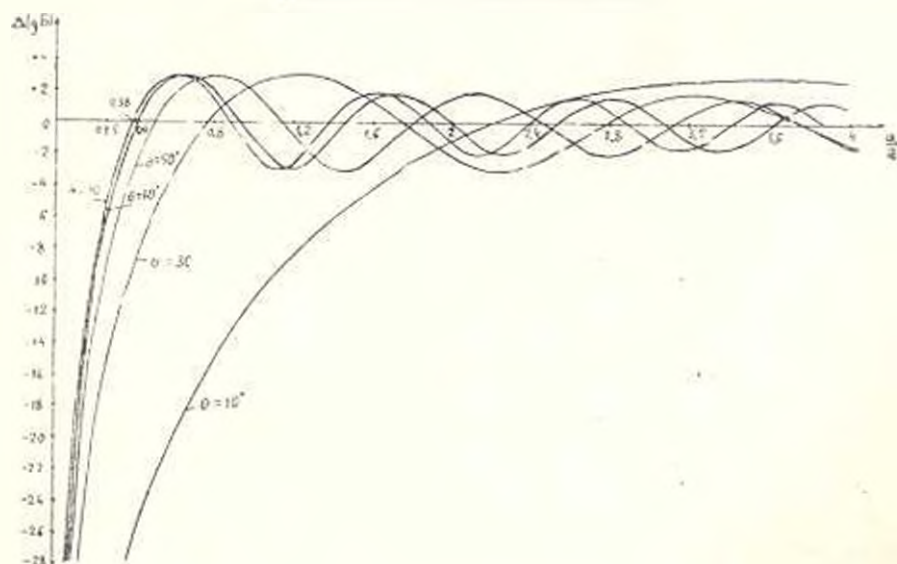


Рис. 3. Зависимость степени компенсации на частоте излучения ω_1 от a/L при различных θ .

Проведение активной компенсации при $\omega_0 > 2\pi \cdot 20000 \text{ с}^{-1}$ невозможно, т. к. на практике такие скорости трудно достижимы. Компенсацию целесообразно производить при угловых скоростях $\omega_0 \leq \frac{\omega_1}{6}$ (рис. 4). Наблюдаемое при этом незначительное превышение порядка $+4 \text{ дБ}$ и менее над компенсируемым уровнем в областях волновой зоны ($0 \approx 50 \dots 130^\circ$, $0 \approx 230 \dots 310^\circ$) можно устранить компенсированием спектральных составляющих (7). Для этого необходимо, чтобы амплитуда обильности движущегося монополя менялась на частоте $n\omega_1 + \omega_1$ как $Q_0 e^{i(n\omega_1 + \omega_1)t}$. Тогда можно добиться максимальной компенсации звукового поля неподвижного монополя в волновой зоне, показанной на рис. 2.

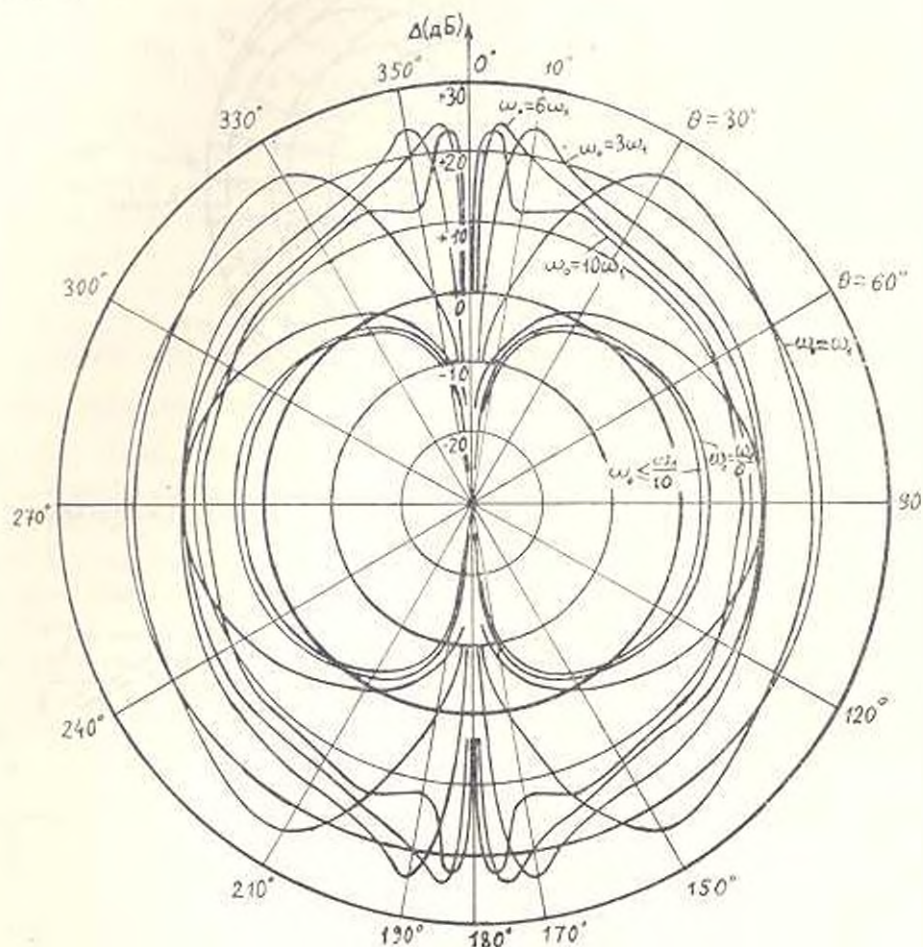


Рис. 4. Полярная диаграмма степени компенсации Δ по общему уровню при различных угловых скоростях ω_1 . ($a_1 = 0,38$, $a = 13 \text{ см}$, $f = 1 \text{ кГц}$).

Указанным путем можно добиться компенсации звукового поля монополя (сферической звуковой волны) одним компенсатором, в то время как для компенсации известным способом [1] необходимы несколько

ко компенсаторов. При этом компенсация на основной частоте ω_1 по всей волновой зоне достигается при любых угловых скоростях вращения ω_0 , которые больше или меньше ω_1 в целое число раз; отношение же радиуса a окружности, по которой движется монополяр, к длине волны λ_1 , должно находиться в диапазоне $\frac{a}{\lambda_1} = 0,25 \dots 0,38$. Компенсацию же по общему уровню целесообразно проводить при $\omega_0 < \frac{\omega_1}{6}$ и $\frac{a}{\lambda_1} = 0,25 \dots 0,38$.

Респ. акуст. научн. центр Минздрав. Арм.ССР

16. VII. 1981

Ռ. Ս. ՀԱՎԱԵԶԱՆ

ՀԱՐՄՈՆԻԿ ՉԱՅՆԱՅԻՆ ԱՐԻՓԵՆԵՐԻ ԱԿՏԻՎ ԱԶԳԱՋՆԵՐՈՒՄ ԴՐԱՆՑ ԱՂՔՅՈՒՐԻ ՇՈՒՐՋԸ ՊՏՏՎՈՂ ԱԶԳԱՋՆԵՐՈՒՄ

Ս. մ ֆ ո լ ի ո լ մ

Դիտարկվում է շրջանաձև ձայնային սինուսոիդալ ալիքի տարրերի շարքը պատվող Հարմոնիկ մոնոպոլի միջոցով ազդել կոմպենսացիայի խնդիրը Ցույն է արված ալիքային կոմպենսացիայի հնարավորությունը և արված է նրա հասանելիության պայմանները:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Гашилов А. М. О компенсации виброакустических полей дискретной кольцевой системой монополярных источников /Тр. IX Всесоюзной акустической конференции. — М. 1977, с. 171—174.
2. Докучаев В. И. Излучение звуковых волн телом, движущимся по окружности и вращающимся флажером простой формы — Акуст. ж., 1965, 11, 3, с. 324—333.
3. Докучаев В. И. Излучение звуковых волн гармоническим монополем, движущимся по окружности. — Акуст. ж., 1969, 15, 3, с. 361—368.
4. Борьба с шумом /Под ред. Е. Я. Юдина — М.: Стройиздат, 1964, — 701 с.



СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

И. Х. КУЛИДЖАНОВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРАЕВЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ПОДОШВЕ
КРУГЛОГО ФУНДАМЕНТА, РАБОТАЮЩЕГО НЕПОЛНЫМ
СЕЧЕНИЕМ

Определение краевых напряжений в случае работы круглого фундамента полным сечением по подошве, т. е. при расположении вертикальной равнодействующей силы в пределах ядра сечения ($\frac{e_0}{\rho} \leq 1$) производится по общезвестной формуле:

$$\sigma_{\max} = \frac{N}{F} + \frac{M}{W} = \frac{N}{F} \left(1 + \frac{e_0}{\rho} \right) \quad (1)$$

где N , M — вертикальная равнодействующая активных сил на уровне подошвы фундамента и их момент относительно ее главной

оси; $e_0 = \frac{M}{N}$ — эксцентриситет

приложения вертикальной равнодействующей относительно центра сечения по подошве фундамента (рис.); F , W , $\rho = \frac{W}{F}$ —

площадь, момент сопротивления и радиус ядра сечения по подошве фундамента (для круглого

фундамента $\rho = \frac{R}{4}$).

Однако формул для определения краевых напряжений в случае работы круглого фундамента частью сечения по по-

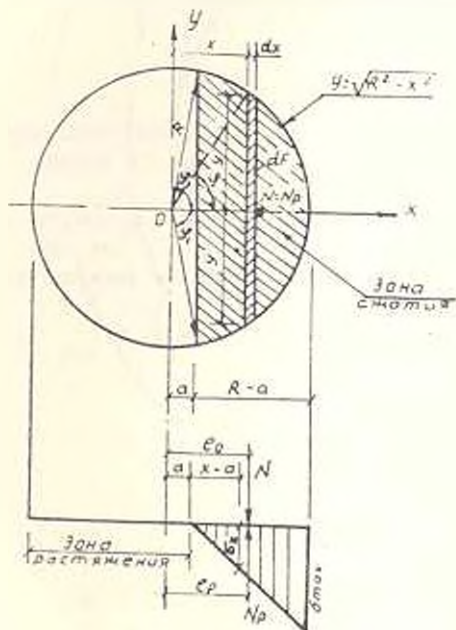


Рис. 1.

дошве, при $\frac{e_0}{\rho} > 1$ в существующей литературе и нормативных документах не приводится. В [1, 2] указанные напряжения рекомендуют

приближенно находить по формулам, дающим точное решение только для фундаментов с прямоугольной подошвой:

$$\sigma_{\max} = \frac{N}{2F}, \quad (2)$$

здесь

$$\alpha = 0,75 - 1,5 \frac{e_0}{b}; \quad (3)$$

b — ширина фундамента в направлении эксцентриситета, для круглого фундамента $b = 2R$.

Приближенное определение краевых напряжений с использованием (3) приводит к их опасному занижению по подошве круглого фундамента, что видно из сравнения величин краевых напряжений, полученных по (1) и (2), (3) на границе их применения ($\frac{e_0}{b} = 1$):

$$\sigma_{\max} = 2 \frac{N}{F} = 2\sigma_{\text{ср}}; \quad \sigma_{\max} = \frac{N}{0,562F} = 1,77 \sigma_{\text{ср}},$$

где $\sigma_{\text{ср}} = \frac{N}{F}$ — средние напряжения по подошве фундамента.

Указанное обстоятельство потребовало выноса более точных формул для определения краевых напряжений по подошве круглого фундамента, работающего неполным сечением.

Расчетные формулы определены из условия равенства по величине и соединению точек приложения вертикальных равнодействующих активных и реактивных сил по подошве фундамента (рис.). Для определения величины вертикальной равнодействующей реактивных сил N_p в пределах сжатой зоны фундамента, выделяем элементарную полосу шириной dx и площадью dF :

$$dF = 2ydx = 2 \sqrt{R^2 - x^2} dx.$$

Величину напряжений, действующих в пределах выделенной полоски, находим исходя из линейного закона изменения напряжений в пределах сжатой зоны:

$$\sigma_x = \sigma_{\max} \frac{x - a}{R - a}.$$

Тогда элементарное вертикальное реактивное усилие составит:

$$dN_p = \sigma_x dF = \frac{2\sigma_{\max}}{R - a} (x - a) \sqrt{R^2 - x^2} dx,$$

а равнодействующая реактивных сил N_p ,

$$N_p = \frac{2\sigma_{\max}}{R - a} \int_a^R (x - a) \sqrt{R^2 - x^2} dx$$

и при переходе к новой переменной φ :

$$N_p = \frac{2R^2 z_{\max}}{1 - \cos \varphi_1} \left| \frac{1}{3} \sin^3 \varphi_1 - \frac{1}{2} \cos \varphi_1 (\varphi_1 - \sin \varphi_1 \cos \varphi_1) \right|. \quad (4)$$

Непосредственно из (4), приняв во внимание равенство $N = N_p$, получаем формулу для определения краевых напряжений для случая работы круглого фундамента неполным сечением:

$$\sigma_{\max} = \frac{N(1 - \cos \varphi_1)}{2R^2 \left| \frac{1}{3} \sin^3 \varphi_1 - \frac{1}{2} \cos \varphi_1 (\varphi_1 - \sin \varphi_1 \cos \varphi_1) \right|},$$

которую для удобства приводим к привычной форме:

$$z_{\max} = \frac{N}{\alpha F},$$

где

$$\alpha = \frac{\sin \varphi_1 (2 + \cos^2 \varphi_1) - 3\varphi_1 \cos \varphi_1}{3(1 - \cos \varphi_1)}. \quad (5)$$

Полученными формулами можно воспользоваться только при известном значении φ_1 . Зависимость для определения φ_1 выводим из условия совпадения точек приложения сил N и N_p , которое определяем, пользуясь известной формулой:

$$e_p = \frac{S_p}{N_p},$$

где S_p — суммарный статический момент элементарных реактивных усилий dN_p относительно центра сечения (начала координат).

Для определения S_p предварительно находим величину элементарного статического момента:

$$dS_p = x dN_p = \frac{2z_{\max}}{R-a} x(x-a) \sqrt{R^2 - x^2} dx \quad (6)$$

и интегрируя ее, получаем:

$$S_p = \frac{2z_{\max}}{R-a} \int_a^R x(x-a) \sqrt{R^2 - x^2} dx.$$

Произведя замену переменной:

$$S_p = \frac{\sigma_{\max} R^3}{12(1 - \cos \varphi_1)} [3\varphi_1 - \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 (3\cos^2 \varphi_1 + 5\sin^2 \varphi_1)],$$

следовательно,

$$e_p = R \frac{3\varphi_1 - \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 (3\cos^2 \varphi_1 + 5\sin^2 \varphi_1)}{4[\sin \varphi_1 (2 + \cos^2 \varphi_1) - 3\varphi_1 \cos \varphi_1]}.$$

Принимая во внимание, что $e_0 = e_0$, окончательно получим следующее уравнение для определения φ_1 :

$$\frac{e_0}{R} = \frac{3\varphi_1 - \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 (3\cos^2 \varphi_1 + 5\sin^2 \varphi_1)}{4 [\sin \varphi_1 (2 + \cos^2 \varphi_1) - 3\varphi_1 \cos \varphi_1]} \quad (7)$$

Последовательность определения $\varepsilon_{\max}$ при $\frac{e_0}{R} > 1$ с использованием полученных формул такова:

а) по известным усилиям N и M вычисляют эксцентриситет e_0 и $\frac{e_0}{R}$;

б) из уравнения (7) в зависимости от $\frac{e_0}{R}$ определяют φ_1 ;

в) исходя из полученного значения φ_1 , по формуле (5) вычисляют коэффициент α , а по формуле (2) — $\varepsilon_{\max}$.

Учитывая, что решение уравнений (5) и (7) сопряжено с известными трудностями, значения коэффициента α в интервале $\frac{e_0}{R} = 0,25 \dots 0,5$ подсчитаны на ЭЦВМ «Панфилов-2» и табулированы (табл.).

Таблица

$\frac{e_0}{R}$	α	$\frac{e_0}{R}$	α	$\frac{e_0}{R}$	α
0	1	0.17	0.6	0.34	0.42
0.01	0.96	0.18	0.58	0.35	0.41
0.02	0.93	0.19	0.57	0.36	0.4
0.03	0.89	0.2	0.55	0.37	0.39
0.04	0.86	0.21	0.54	0.38	0.38
0.05	0.83	0.22	0.53	0.39	0.37
0.06	0.81	0.23	0.52	0.4	0.36
0.07	0.78	0.24	0.51	0.41	0.36
0.08	0.76	0.25	0.5	0.42	0.35
0.09	0.74	0.26	0.49	0.43	0.34
0.10	0.71	0.27	0.48	0.44	0.33
0.11	0.69	0.28	0.47	0.45	0.32
0.12	0.68	0.29	0.46	0.46	0.31
0.13	0.66	0.30	0.45	0.47	0.3
0.14	0.64	0.31	0.44	0.48	0.3
0.15	0.62	0.32	0.43	0.49	0.29
0.16	0.61	0.33	0.42	0.5	0.28

Принятые пределы интервала для $\frac{e_0}{R}$ охватывают практически все случаи определения максимальных краевых напряжений при регла-

ментируемых нормами ограничения положения вертикальной равнодействующей активных сил по подошве фундамента.

Максимальные краевые напряжения для случая $\frac{e_2}{\rho} < 1$ с целью унификации расчета можно также определить по формуле (2). При этом коэффициент α вычисляют по формуле, полученной при совместном решении (1) и (2):

$$\alpha = \frac{1}{1 + 4 \frac{e_2}{R}} \quad (8)$$

Числовые значения коэффициента α , определенные по (8) для интервала $\frac{e_2}{R} = 0 \dots 0,25$, также приведены в таблице, что существенно расширяет возможности ее применения и сокращает вычислительные операции, связанные с определением краевых напряжений $\sigma_{\max}$ по подошве круглых фундаментов.

По мере увеличения $\frac{e_2}{R}$ разница в значениях α , определенных по полученным формулам и существующей приближенной формуле, возрастает. Так, например, при допуске, в случае расчета опоры моста на сейсмяку, выходе вертикальной равнодействующей активных сил $\frac{e_2}{\rho} = 1,5 \left(\frac{e_2}{R} = 0,375 \right)$ [3], краевые напряжения $\sigma_{\max}$, определенные по обоим способам, имеют следующие значения:

$$\sigma_{\max} = 2,6 \sigma_{\text{ср}} \quad \text{и} \quad \sigma_{\max} = 2,13 \sigma_{\text{ср}},$$

т. е. разница составляет 18,1%.

Использование приближенной формулы (3) в процессе определения краевых напряжений по подошве круглых фундаментов, работающих неполным сечением, приводит к занижению фактических напряжений на 10–20%, что недопустимо. Применение приведенных в статье формул позволит точно определять указанные краевые напряжения, что будет способствовать улучшению качества проектирования опор мостов, опирающихся на фундаменты круглого сечения. Они могут найти применение и в области проектирования фундаментов объектов промышленно-гражданского строительства.

Главмостострой

22. IX. 1962

Ի. Խ. ԿՈՒՆԻՋԱՆՈՎ

ՈՉ ԼՐԻՎ ԿՏՐՎԱՆՔՈՎ ԱՇԽԱՏՈՎ ԿԼՈՐ ՀԻՄՔԻ ՀԻՄՆԱՏԱԿԻ
ԵԶՐԱՅԻՆ ԼԱՐՄԱՆ ՈՐՈՇՈՒՄԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Բերվում է ոչ լրիվ կտրվածքով աշխատող կլոր հիմքի հիմնառանկի եզրային լարման որոշման ճշտված մեթոդը:

Հաստատված է, որ կամրջային հենարանների ոչ լրիվ կտրվածքով աշխատող կլոր հիմքի հիմնատակի եզրային լարման որոշման գոյությունն ունեցող ձևը, որը լայն կիրառություն է գտել, բերում է եզրային լարման փաստացի նշանակության մինչև 20% իջեցման:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Евграфов Г. К., Лялик Н. Б. Расчет мостов по предельным состояниям — М.: Трансжелдориздат, 1962 — 281 с.
2. Коваленко С. Н. Опоры мостов. — М.: Транспорт, 1966 — 196 с.
3. СНиП II-7-81. Строительство в сейсмических районах. Нормы проектирования — М.: Строиниздат, 1982. — 19 с.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Н. Г. ШИКИЯН

ИСПЫТАНИЕ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ МЕТОДОМ
ДВУХ ЧАСТОТ

Испытание асинхронных двигателей (АД) на нагрев обычно проводится при непосредственной нагрузке [1]. Полная установленная мощность питающих и нагрузочных машин, обеспечивающих номинальный режим при испытании на нагрев с отдачей энергии в сеть, более чем в 5 раз превышает номинальную мощность испытуемого АД. Для непосредственной нагрузки крупных АД (более 500 кВт) оснащение испытательной станции требует значительных капиталовложений и площадей, а расход электроэнергии даже при условии, что мощность АД отдается в сеть, получается значительным. Стыковка испытуемой и нагрузочной машин связана с большими потерями времени и в ряде случаев может оказаться практически невозможной (пертикальное исполнение).

Известен ряд методов, позволяющих на холостом ходу АД создавать в нем потери, близкие к номинальным, и в этом режиме проводить испытание на нагрев. Для крупных АД удобен метод питания от двух источников мощности разных частот: основного (с номинальной частотой f_n) и дополнительного (с частотой $f_x < f_n$) [2, 3].

При методе двух частот между синхронным генератором основной частоты (ОСГ), вращаемым синхронным двигателем (СД), и испытуемым асинхронным двигателем (ИАД) включен синхронный генератор дополнительной частоты (ДСГ), вращаемый двигателем постоянного тока (ДПТ) (рис. 1, а). Подключать ДСГ можно также через трансформатор (рис. 1, б). По отношению к ОСГ ИАД работает в режиме двигателя на холостом ходу, а по отношению к ДСГ — в режиме асинхронного генератора. При этом возникают колебания частоты вращения ротора ИАД, а также тока, напряжения и мощности с частотой $\Delta f = f_n - f_x$, которые зависят от отношений f_x/f_n и U_x/U_n . Путем регулирования возбуждения обоих генераторов, а также частоты вращения ДСГ, можно установить номинальный ток ИАД при его номинальном напряжении. При этом потери в статоре и роторе оказываются близкими к потерям номинального режима [2, 3]. Таким образом, можно создать условия нагрева ИАД, близкие к условиям номинального режима при непосредственной нагрузке.

Для реализации метода подбор генераторов по [3] рекомендуется производить из следующих соображений.

1. Номинальные напряжения ОСГ и ИАД должны быть одинаковыми или близкими. Номинальная мощность ОСГ должна быть не менее, чем ИАД.

2. Номинальный ток ДСГ должен быть не менее, чем ИАД, а номинальное напряжение может составлять 25 ... 30% номинального напряжения ИАД. Для схемы на рис. 1, а корпусная изоляция обмотки статора ДСГ должна быть рассчитана на номинальное напряжение ИАД, а для схемы на рис. 1, б она может быть выполнена на более низкое напряжение.

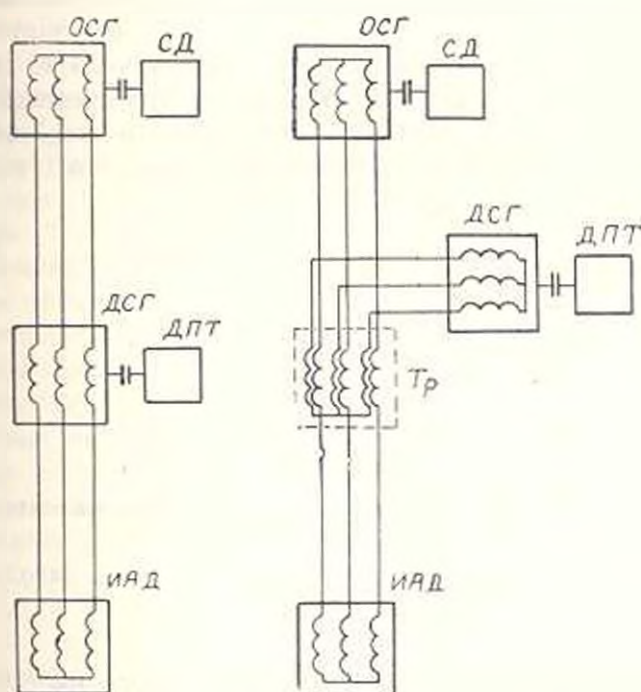


Рис. 1. Схема испытания АД методом двух частот: а) непосредственное включение машин; б) включение через добавочный трансформатор.

ОСГ вырабатывает за вычетом потерь в ИАД реактивную мощность, служащую для создания магнитного поля в ИАД, поэтому мощность СД меньше мощности ОСГ в 2 ... 2,5 раза. Мощность ДПТ может быть по той же причине меньше, чем ДСГ, однако для устойчивости работы системы желательно иметь ДПТ той же мощности, что и ДСГ.

В итоге установленная мощность машины испытательной станции приблизительно в 2,5 раза больше мощности ИАД, что значительно меньше мощности при возврате энергии в сеть. Недостатки метода двух частот заключаются в том, что колебания частоты вращения ИАД вызывают также колебания величин напряжения, тока и мощности. Это приводит к вибрации машин и затрудняет измерение электрических ве-

личии вследствие колебаний стрелок обычных приборов. Поэтому в [3] рекомендуется для улучшения возможности отсчета применять приборы специальных систем. Сам вопрос понижения вибрации машины в известной нам литературе не рассматривается.

Для проверки и выяснения особенностей применения метода двух частот проведены испытания двигателя небольшой мощности с короткозамкнутым ротором типа А51-4 (4,5 кВт, 380/220 В, 1440 об/мин, 50 Гц) по схеме на рис. 1, б. В качестве ОСГ использовался синхронный генератор типа ЕС52-4 (5 кВт, 230 В, 1500 об/мин, 50 Гц), а в качестве ДСГ — синхронный генератор типа МСА-72/4 (12 кВт, 400 В, 1500 об/мин, 50 Гц), подключенный через трансформатор (15 кВА, 380/220 В).

Роторы ОСГ и ДСГ не имели демпферных обмоток. Возбуждение этих генераторов осуществлялось от независимых регулируемых источников питания. Регулирование скорости вращения ДПТ, приводящего во вращение ДСГ, позволяло изменять частоту f , в пределах 25 ... 50 Гц.

Опыты проводились при разных значениях дополнительной частоты в интервале $f_2 = 29 \dots 45$ Гц и номинальном токе ИАД (по среднему положению колеблющейся стрелки (рис. 2)).

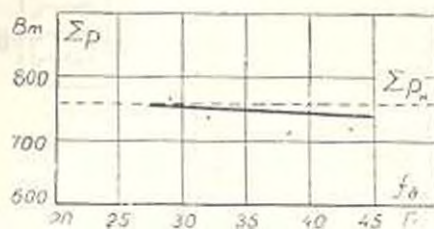


Рис. 2. Зависимость полных потерь АД от добавочной частоты.

Полные потери номинального режима (согласно заводскому щитку КПД равен 0,855) составляют:

$$\Sigma p_n = \frac{P_n}{\eta} - P_n = \frac{4500}{0,855} - 4500 = 760 \text{ Втм.}$$

Из рис. 2 следует, что при номинальном напряжении тока и питании от двух источников мощности разных частот потребляемая мощность, равная полным потерям ИАД, мало изменяется в указанном интервале частоты f_2 и приблизительно равна потерям номинального режима. При частотах $f_2 > 45$ Гц потребляемая мощность уменьшалась. Пределы колебаний стрелок амперметров составляли приблизительно 5% среднего положения, а вольтметров и ваттметров — не более 3%. За показание прибора принималось среднее положение стрелки.

Среднее превышение температуры обмотки статора ИАД, определенное методом сопротивления, составило 67° С, а в опыте непосредственной нагрузки того же двигателя — 63,4° С. Частота вращения ИАД была больше номинальной (приблизительно 1470 об/мин). Вибрация ИАД по грубой оценке была не большей, чем в режиме непосредствен-

ной нагрузки, для питающих генераторов была более ощутимой, а при частотах $f_2 > 40$ Гц она заметно возрастала.

При методе двух частот к потерям нормального рабочего режима АД прибавляются дополнительные потери, вызванные биециями электрических величин. Потери в статоре определяются, главным образом, напряжением и током основной частоты и поэтому остаются практически неизменными в условиях опыта. Потери в роторе состоят из потерь в обмотке, зависящих от эффекта вытеснения тока в пазу ротора, и потерь в стали, зависящих от амплитуды и состава гармоник поля в зазоре.

В двигателях небольшой мощности при частотах тока в роторе $f_2 \approx f_1 - f_2 = 50 - (29 \dots 45) = 21 \dots 5$ Гц эффект вытеснения проявляется слабо из-за малой глубины паза и относительно высокого удельного сопротивления материала стержней. Поэтому в указанном интервале частоты f_2 потери в обмотке ротора остаются практически неизменными. Некоторое увеличение полных потерь ИАД при уменьшении частоты f_2 (рис. 2) объясняется, по-видимому, увеличением потерь в стали ротора.

В двигателях большой мощности, имеющих глубокие пазы и стержни из меди, эффект вытеснения значительно сильнее. Поэтому в указанном интервале частот потребляемая мощность будет увеличиваться более резко с уменьшением f_2 и все более отличаться от потерь номинального режима.

Описанный метод представляет интерес, в частности, для испытания крупных АД типа ДАЗО, выпускаемых в Арм.ССР (ПО «Армэлектромаш»), где намечается создание испытательной станции для АД свыше 3000 кВт.

Выводы

1. Испытание на нагрев АД может проводиться методом двух частот взамен метода непосредственной нагрузки. В этом методе превышение температуры обмотки статора несколько больше ($4^\circ - 8^\circ$ С), чем при непосредственной нагрузке, но его можно отнести в запас по нагреву.

2. Для измерения модулированных электрических величин в данном режиме можно использовать также обычные универсальные приборы, которые обладают относительно большой инерционностью подвижной системы.

3. Для крупных АД испытание методом двух частот целесообразно проводить при возможно больших значениях частоты f_1 , предположительно $f_1 = 40 \dots 45$ Гц.

4. Значительные вибрации питающих генераторов в опытах вызваны отсутствием демпферных обмоток и для их уменьшения желательно применять машины с полными демпферными обмотками.

5. При испытании на нагрев применение метода позволит заметно уменьшить стоимость питающих агрегатов, сократить, приблизительно, в 2 раза расход электроэнергии и значительно уменьшить трудоемкость подготовительных работ.

ԷրՊՈՒ իմ. Կ. Մարկս

25.1.1982

Ն. Գ. ՆԻԿԻՅԱՆ

ԱՍԻՆԽՐՈՆ ՇԱՐԺԻՉՆԵՐԻ ՓՈՐՁԱՐԿՈՒՄԸ ԵՐԿՈՒ ՀԱՃԱԽԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԵՂԱՆԱԿՈՎ

Ա մ փ ո փ ս ո մ

Պարապ ընթացքի սեփմում ասինխրոն շարժիչի տարրեր համախաղանություններով Երկու հզորություն աղբյուրներից սնման եղանակը, որի ժամանակ շարժիչում անջատվում են բեռնավորման սեփմին համապատասխան կորուստներ, կարող է օգտագործվել անմիջական բեռնավորման եղանակի փոխարեն՝ շարժիչի ըստ տաքացման փորձարկումների ժամանակ: Դիտարկված են Երկու համախաղանությունների եղանակի սխեմաներն ու օգտագործման առանձնահատկությունները: Նկարագրված է այս եղանակով ու մեծ հզորության ասինխրոն շարժիչի փորձարկումը: Մեծ հզորության շարժիչների փորձարկման դեպքում չափիչ գործիքների և սնող ղեկնրատորների բնարման համար տրված են համապատասխան խորհուրդներ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Жерде Г. К. Промышленные испытания электрических машин — М.: ГЭИ. 1959.— 504 с.
2. Экспресс-информация. Электрические машины и аппараты, 1976, № 25, с. 1—12.
3. Kron A. W. Messungen an Asynchronmotoren bei hifrequenter Speisung. — ETZ, Ausgabe A, Heft 2, 1973, s. 77—82.

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

С. С. АВЕТИСЯН

ОБ ОПТИМАЛЬНЫХ ПЕРИОДАХ ПРОВЕДЕНИЯ ПРОФИЛАКТИЧЕСКИХ РАБОТ

В реальных системах возникновение одного или нескольких нарушений может привести к отказу системы не сразу, а несколько позже [1]. При этом падает устойчивость системы к внешним воздействиям, растет интенсивность ее отказов, для уменьшения которой и увеличения среднего времени функционирования системы целесообразно через определенное время ее работы устранять накопившиеся нарушения (совершить профилактику).

В [2] предложена математическая модель, учитывающая накопление нарушений и устранение их во время профилактических работ. На основе этой модели рассчитаны следующие основные показатели надежности [3]: T_0 — наработка на отказ и коэффициенты: K_r — готовности; $K_{ис}$ — технического использования; $K_{эф}$ — эффективности профилактики; K_p — профилактики.

В модели предполагалось, что имеются три типа профилактических работ, которые организованы таким образом, что последующий тип включает все работы предыдущего и ряд дополнительных мероприятий по более тщательному исследованию состояния технической системы (ТС) и устранению нарушений, накопленных за время $[0, t_i^{(0)}]$, где $t_i^{(0)}$, $i = I-III$ — время между двумя профилактиками i -го типа. Нарушения, которые обнаруживаются и устраняются за время профилактики i -го типа, назовем, соответственно, нарушениями i -го типа ($i = I-III$), а те, которые не выявляются при профилактиках — нарушениями IV типа.

Считаем, что моменты появления нарушений образуют процессы Пуассона интенсивностей $\lambda^{(i)}$, $i = I-IV$.

Пусть $\tau_j^{(i)}$ — время от появления i -го нарушения j -го типа до отказа, а $\xi_j^{(i)}$ — момент появления этого нарушения. Если $\xi_j^{(i)} + \tau_j^{(i)}$ меньше времени проведения следующей i -ой профилактики, то наступает отказ ТС. Если же она больше, то нарушение будет обнаружено и устранено во время этой профилактики.

Для расчета основных показателей надежности в [2] получены средние значения времени полезной работы $\bar{T}_n$, общего числа отка-

зов $\bar{n}_0$ и числа устраненных нарушений $\bar{n}_y$. При выводах введены следующие обозначения: T — время, затраченное на профилактики за период эксплуатации T ; τ_n — время восстановления работоспособности ТС после появления отказа; $\tau_n^{(i)}$ — длительность профилактики i -го типа ($i = I - III$); $F^{(i)}(x)$ — функция распределения времени $t^{(i)}$; $N^{(i)}$ — число профилактик i -го типа за время T ; $a^{(i)}$ — частота i -ой профилактики ($a^{(i)} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{N^{(i)}}{T}$, $i = I - III$).

Предположим, что функция $F^{(i)}(x)$ известна с точностью до значения некоторого параметра Θ , и, в частности:

$$F^{(i)}(x) = 1 - \exp(-\Theta^{(i)} x), \quad x > 0 \quad \text{и} \quad F^{(i)}(x) = 0, \quad x < 0,$$

Тогда полученные в [2] выражения для $\bar{n}_0$, $\bar{T}_n$ и $\bar{n}_y$ примут следующий вид:

$$\bar{n}_0 = \sum_{i=1}^m a^{(i)} \lambda^{(i)} \left(\tau_n^{(i)} + \frac{e^{-\Theta^{(i)} \tau_n^{(i)}}}{\Theta^{(i)}} - \frac{1}{\Theta^{(i)}} \right) + a^{(i)} \lambda^{(i)} \tau_n^{(i)}; \quad (1)$$

$$\bar{T}_n = 1 - \tau_n \bar{n}_0 - \sum_{i=1}^m a^{(i)} (\tau_n^{(i)} - \tau_n^{(i-1)}); \quad (2)$$

$$\bar{n}_y = \sum_{i=1}^m \frac{a^{(i)} \lambda^{(i)}}{\Theta^{(i)}} (1 - e^{-\Theta^{(i)} \tau_n^{(i)}}). \quad (3)$$

Если параметры $\tau_n^{(i)}$ и $\Theta^{(i)}$ неизвестны, то их можно на основе статистики отказов и устраненных за время профилактики нарушений оценить по формулам (2) и (3) работы [4].

Так как значения $\bar{T}_n$, $\bar{n}_0$ и $\bar{n}_y$ зависят от периодов $\tau_n^{(i)}$ и частоты профилактик $a^{(i)}$ ($i = I - III$), то:

$$a^{(i)} = \lim_{T \rightarrow \infty} \left\lfloor \frac{T_n + \tau_n n_0}{\tau_n^{(i)}} \right\rfloor \cdot \frac{1}{T},$$

где квадратными скобками обозначена целая часть соответствующего выражения.

Для простоты считаем $\frac{T_n + \tau_n n_0}{\tau_n^{(i)}}$ целым числом. Тогда:

$$a^{(i)} = \frac{1}{\tau_n^{(i)}} (T_n + \tau_n \bar{n}_0). \quad (4)$$

Подставляя (2) и (4), получим:

$$a^{(i)} = \frac{1}{\tau_n^{(i)}} \left[1 - \sum_{j=1}^m a^{(j)} (\tau_n^{(j)} - \tau_n^{(j-1)}) \right]. \quad (5)$$

Решая уравнение (5) относительно $a^{(i)}$, $i = I - III$, получим:

$$a^{(I)} = [\tau^{(I)} + \tau_n^{(I)} + \tau^{(I)} (\tau_n^{(III)} - \tau_n^{(I)}) / \tau^{(III)} + \tau^{(I)} (\tau_n^{(III)} - \tau_n^{(I)}) / \tau^{(III)}]^{-1};$$

$$a^{(II)} = a^{(I)} \tau^{(I)} / \tau^{(II)}, \quad a^{(III)} = a^{(II)} \tau^{(II)} / \tau^{(I)} = a^{(I)} \tau^{(I)} / \tau^{(III)}.$$

Если заданы следующие стоимости: $c_p^{(i)}$ — проведения профилактических работ ($i = I - III$); c_n — восстановления (в модели считается, что стоимость и время восстановления каждого отказа одна и та же). c_m — единицы машинного времени, то стоимость эксплуатации в единицу времени при проведении профилактических работ будет:

$$\bar{R}_0 = c_n n_y + c_m \bar{T}_n - c_n \bar{n}_0 - \sum_{i=I}^{III} c_p^{(i)} (a^{(i)} - a^{(i-1)}). \quad (7)$$

Если за время эксплуатации T не проводятся профилактические работы, то средняя величина общего числа отказов будет равна $\bar{n}_0 = \bar{n}_n + \bar{n}_y$, а средняя величина полезной работы — $\bar{T}_n = 1 - \tau_n \bar{n}_0$. Следовательно, стоимость эксплуатации системы в единицу времени, когда не проводятся профилактические работы, будет:

$$\bar{R}_0 = c_m \bar{T}_n - c_n \bar{n}_0 = c_m [1 - \tau_n (\bar{n}_0 + \bar{n}_y)] - c_n (\bar{n}_0 + \bar{n}_y). \quad (8)$$

Экономический эффект от проведения профилактических работ рассчитывается по следующей формуле:

$$\bar{R} = \bar{R}_n - \bar{R}_0. \quad (9)$$

Подставляя в (9) значения (7) и (8) и учитывая (2), получим:

$$\bar{R} = 2c_n n_y - c_m \sum_{i=I}^{III} a^{(i)} (\tau_n^{(i)} - \tau_n^{(i-1)}) + c_m \tau_n \bar{n}_y - \sum_{i=I}^{III} c_p^{(i)} (a^{(i)} - a^{(i-1)}). \quad (10)$$

Имея методику определения основных показателей надежности и экономического эффекта от проведения профилактик, зависящих от периодов профилактик $\tau^{(i)}$, $i = I - III$, ставится следующая задача: найти такие оптимальные периоды проведения профилактических работ, которые обеспечивают максимум экономического эффекта от их проведения [5].

Считаем, что $b = \frac{\tau^{(III)}}{\tau^{(I)}}$ и $c = \frac{\tau^{(III)}}{\tau^{(II)}}$ целые числа. Тогда задачу можно свести к следующей: найти максимум $\bar{R}$, меняя $\tau^{(I)}$, b и c .

Эта оптимизационная задача решена на ЕС ЭВМ методом Девидона—Флетчера—Пауэля [6] для следующих конкретных значений параметров:

$$\lambda^{(I)} = 0,06 \text{ ч}^{-1}; \quad \lambda^{(II)} = 0,03 \text{ ч}^{-1}; \quad \lambda^{(III)} = 0,02 \text{ ч}^{-1}; \quad \lambda^{(IV)} = 0,005 \text{ ч}^{-1};$$

$$\theta^{(I)} = 0,02 \text{ ч}^{-1}; \quad \theta^{(II)} = 0,005 \text{ ч}^{-1}; \quad \theta^{(III)} = 0,0001 \text{ ч}^{-1}; \quad c_n = 10 \text{ руб};$$

$$c_n^{(I)} = 50 \text{ руб}; \quad c_n^{(II)} = 100 \text{ руб}; \quad c_n^{(III)} = 300 \text{ руб}; \quad z_n = 2 \text{ ч};$$

$$z_n^{(I)} = 3 \text{ ч}; \quad z_n^{(II)} = 12 \text{ ч}; \quad z_n^{(III)} = 24 \text{ ч}.$$

В результате решения получено $\bar{R} = 6,52 \text{ руб/ч}; \quad z^{(III)} = 8,06 \text{ ч};$
 $b = 4; \quad c = 7.$

Таким образом, если ТС работает в день, примерно, 9 часов, то профилактику первого типа следует проводить раз в десять дней, второго — раз в 40 дней и третьего — раз в 280 дней.

Для этих периодов профилактических работ рассчитаны основные показатели надежности:

$$K_c = 0,8676; \quad K_{ин} = 0,7942; \quad K_{эв} = 0,5270; \quad K_n = 0,0929.$$

ЕГВ

24 VI. 1982

Ս. Ա. ԱՎԵՏԻՍՅԱՆ

ՊՐՈՖԻԼԱԿՏԻԿ ԱՇԽԱՏԱՆՔՆԵՐԻ ԱՆՑԿԱՑՄԱՆ ԹՊՏԻՄԱԼ ՊԱՐԲԵՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ն փ ո ի մ

Առաջարկվում է մի մաթեմատիկական մոդել, որը հաշվի է առնում ան-
 սարքությունների կուտակումն ու վերացումը պրոֆիլակտիկ աշխատանքների
 ժամանակ: Այդ մոդելի համար հաշվարկվում են պրոֆիլակտիկ աշխատանք-
 ների անցկացման այնպիսի օպտիմալ պարբերություններ, որոնց համար պրո-
 ֆիլակտիկ աշխատանքների անցկացումից առաջացած օգուտը առավելա-
 ցույցն է:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Складенвич А. Н. Линейные системы с возможными нарушениями.— М.: Наука, 1975—351 с.
2. Аветисян С. С., Кутоянц Ю. А. О показателях надежности при профилактическом обслуживании.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1981, т. XXXIV, № 3, с. 42—46.
3. Система документации единой системы ЭВМ /Под ред. А. М. Ларионова.— М.: Статистика, 1976—328 с.
4. Аветисян С. С., Кутоянц Ю. А. Об определении надежности характеристик технической системы с учетом профилактики.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1982, т. XXXV, № 1, с. 30—33.
5. Барзилович Е. Ю., Капитанов В. А. Организация обслуживания при ограниченной информации о надежности системы.— М.: Сов. радио, 1975—136 с.
6. Химмельбау Д. Прикладное нелинейное программирование.— М.: Мир, 1975.— 234 с.

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

А. М. БАРХУДАРЯН, Р. А. МОВСЕСЯН, П. В. АМБАРЦУМЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРЕВЫШЕНИЙ ПРИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОМ НИВЕЛИРОВАНИИ

При гидродинамическом нивелировании на точность определения перемещений оказывают влияние температура, вязкость жидкости, диаметр трубопроводов и другие факторы, которые при измерениях от цикла к циклу могут изменяться [1—3].

В настоящей статье приводятся результаты исследования, подтверждающие возможность применения метода гидродинамического нивелирования для измерения относительного перемещения и определения превышений между контролируемыми точками с исключением ошибок, связанных с изменениями температуры и других параметров системы.

На нивелируемых точках устанавливаются и одинаковых, сообщающихся друг с другом сосудов. В них имеются неподвижные штоки-сигнализаторы $J_1, J_2, \dots, J_n$, от которых при контакте с жидкостью на блок управления и регистрации передаются сигналы. Сосуды и уравнительный бак последовательно соединены друг с другом гибкими прозрачными шлангами. Можно применять как открытую, так и замкнутую систему, когда последний сосуд соединяется с уравнительным баком. При его поднятии в системе создается нестационарное движение и жидкость от уравнительного бака движется по направлению к измерительным сосудам, вследствие чего уровень жидкости в сосудах непрерывно поднимается. Через некоторое время создается установившееся движение [2] и с этого момента во всех сосудах уровни жидкости поднимаются практически с одинаковыми скоростями. Контакты жидкости с сигнализаторами происходят неодновременно и это фиксируется соответствующими счетчиками.

Имея показания счетчиков при двух замерах, можно определить значение превышений отметок площадок, где смонтированы сосуды.

В [1—3] получены уравнения нестационарного движения и неразрывности жидкости в отдельных участках системы. Дана методика определения закономерности изменения уровней жидкости в сосудах и времени установления стационарного движения с применением ЭВМ. Параметры системы и скорость поднятия уравнительного бака выбира-

где $\sum_{j=k+1}^i h'_j$ — суммарные потери энергии между контрольным и i -ым сосудами при первом этапе; Δh_{i-k} — превышение острия сигнализатора J_i относительно острия J_k , или

$$H_{i-k} = \Delta h_{i-k} + U_1 A \sum_{j=k+1}^i K_j (n-j+1). \quad (9)$$

На втором этапе уравнительный бак поднимается со скоростью U_2 . Пусть $U_2 = mU_1$, тогда пьезометрические линии, соответственно, будут $a-a_2$ и $b-b_1$, и вместо (9) получим:

$$H'_{i-k} = \Delta h_{i-k} + U_2 A \sum_{j=k+1}^i K_j (n-j+1) \quad (10)$$

или

$$H'_{i-k} = \Delta h_{i-k} + mU_1 A \sum_{j=k+1}^i K_j (n-j+1). \quad (11)$$

Так как оба этапа следуют один за другим за сравнительно короткий промежуток времени, то температура жидкости и параметры системы не меняются, следовательно, значение K_j при двух этапах для каждого участка остается постоянным.

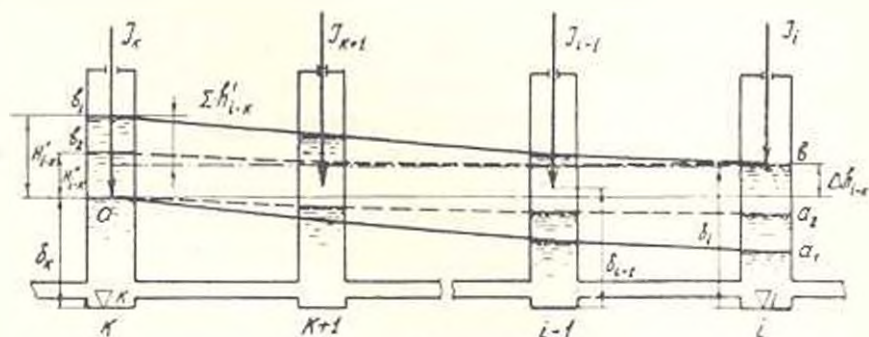


Рис.

Уравнение (9), умножая на m и совместно решая с (11), получим:

$$mH'_{i-k} - H_{i-k} = m\Delta h_{i-k} - \Delta h_{i-k},$$

откуда

$$\Delta h_{i-k} = \frac{mH'_{i-k} - H_{i-k}}{m-1}. \quad (12)$$

Так как

$$\begin{cases} H'_{i-k} = B_1(N'_i - N'_k), \\ H_{i-k} = B_2(N_i - N_k), \end{cases} \quad (13)$$

где

$$B = \frac{U}{N_0 \left(1 + n \frac{P}{P_0} \right)}; \quad (14)$$

N_0 — число импульсов за единицу времени; N_i — показания счетчиков, то

$$\Delta h_{i-k} = \frac{m B_1 (N_i - N_k) - B_2 (N_i' - N_k')}{m - 1} \quad (15)$$

или

$$\Delta h_{i-k} = \frac{(N_i' - N_k') - (N_i - N_k)}{N_0 \left(1 + n \frac{F}{F_0}\right) (m - 1)} U_2 \quad (16)$$

Зная расстояние $\bar{z}_i$ от острия сигнализатора до основания измерительного сосуда, легко определить превышения площадок, на которых смонтированы сосуды:

$$\nabla_i - \nabla_k = \bar{z}_k - \bar{z}_i + \Delta h_{i-k}.$$

В случае необходимости определения относительного вертикального перемещения двух точек со временем, достаточно иметь превышения в начале и конце рассматриваемого промежутка времени и сравнить эти результаты.

Использование предлагаемого способа гидродинамического нивелирования по сравнению с существующими обеспечивает следующие преимущества:

а) возможность определения превышений между контролируемыми точками, не измеряя уровень жидкости в баке подъемного механизма, что упрощает и облегчает процесс измерения, т. к. измерение непрерывно меняющегося уровня жидкости на практике трудно осуществить простыми способами;

б) замеры следуют один за другим и практически температуру за это время можно считать постоянной, что повышает точность измерения;

в) система гидродинамического нивелирования, основанная на новом способе, позволяет определять не только смещения контролируемых точек, но и превышения между ними и может быть использована для регулярных наблюдений за деформациями инженерных сооружений.

ЕрПИ им К. Маркса

7.1.1982

Ա. Մ. ԲԱՐՍԵՂՅԱՆ Ի. Հ. ՄԻՋՆԵՐՆԱՆ Գ Վ ՀԱՐՈՐԶՈՒՄՆԱՆ

ՎԻՐԱԳԱՆՑՈՒՄՆԻՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ ՀԻՄՈՒԻՆԱՄՈՒ
ՀԱՐԹԱԶԱԲՄԱՆ ԴԵՊՔՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ո մ

Հողվածում բերված տեսական հետազոտությունների րաքահայտում են հարաբերական ուղղաձիգ առդափոխումների կամ դեֆորմացիաների և վերահսկման ենթական կետերի վերադանցումների որոշման հնարավորությունը

հիդրոդինամիկ հարթաչափման մեթոդով, քաջառելով ջերմաստիճանի փոփոխման հետևանքով առաջացող սխալները:

Վերազանցումների որոշման նպատակով առաջարկվում է կիրառել երկու արագություն ունեցող վերամրարձ մեխանիզմ: Չափումներն իրականացվում են հավասարակշռող ավազանի տարրեր սրագությամբ քարձրացման դեպքում և երկու չափումների արդյունքներով որոշվում են վերազանցումները հսկվող կետերի միջև:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мовсесян Р. А., Бархударян А. М. Теоретические основы метода гидродинамического нивелирования.—Изв. вузов. Геодезия и аэрофотосъемка, 1976, № 1, с. 9—14.
2. Мовсесян Р. А., Бархударян А. М., Тилянцисли Н. А. О влиянии ошибок динамического характера в гидростатической системе при монтажных работах.—Изв. вузов. Геодезия и картография, 1975, № 1, с. 29—34.
3. Бархударян А. М., Мовсесян Р. А. Учет влияния температуры на точность измерений при гидродинамическом нивелировании.—Изв. вузов. Геодезия и аэрофотосъемка, 1981, № 6, с. 12—16.

ГИДРАВЛИКА

Г. М. МХИТАРЯН

НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ
МАССО-ПЕРЕНОСА СОЛЕЙ, ПОЛУЧЕННЫХ В ПРИРОДЕ
И МЕТОДОМ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКОЙ ГИДРОДИНАМИКИ

Теоретической основой изучения процессов миграции солей в почвогрунтах в настоящее время является метод физико-химической гидродинамики. Однако, вопрос о применимости указанного метода для прогноза переноса солей после промывки в содовозасоленных почвах не нашел окончательного решения, что затрудняет оценку результатов его практического применения.

Работа посвящена определению параметра переноса солей по данным полевых экспериментов по рассолению засоленных почвогрунтов и концентрации солей после промывки, а также решению вопроса о применимости указанного метода для прогноза переноса солей в содовозасоленных почвах.

Практическая ценность результатов прогноза перераспределения солей после промывки в почвогрунтах в значительной степени определяется достоверностью опытных водно-физических (V_0 , V , m , δ , γ) и гидрохимических (D^* , α) параметров, найденных в полевых условиях.

Для их определения в полевых условиях и исследования закономерностей передвижения влаги и солей в почвогрунтах проведена опытная промывка (опытный участок на Октябрьском опытно-дренажном опорном пункте АрмНИИВГиГ). Засоленные земли Араратской равнины имеют солончаковый характер и осваиваются способом капитальных промывок с применением химического мелiorанта. Данные полевых экспериментов позволили определить водно-физические и гидрохимические параметры, а также концентрацию солей по глубине почвогрунтов после каждого такта промывки.

Профиль зоны аэрации в пределах опытного чека площадью 16 м² представлен слоистым почвогрунтом. Верхний 135-сантиметровый слой сложен из легкого суглинка. Ниже этого слоя залегают чередующиеся слои среднего (мощностью 30 см), тяжелого суглинка (мощностью 35 см) и т. д. (рис. 1).

Для установления влажности и запасов солей в почве до и после каждого такта промывки отбирались пробы почв по слоям зоны аэрации. Соли, в основном, содержатся в верхнем метровом слое легкого

суглинка (рис. 1), а влажность этого слоя до промывки составляла, в среднем, 18,5%. Уровень грунтовых вод залегала на глубине 2,9 м.

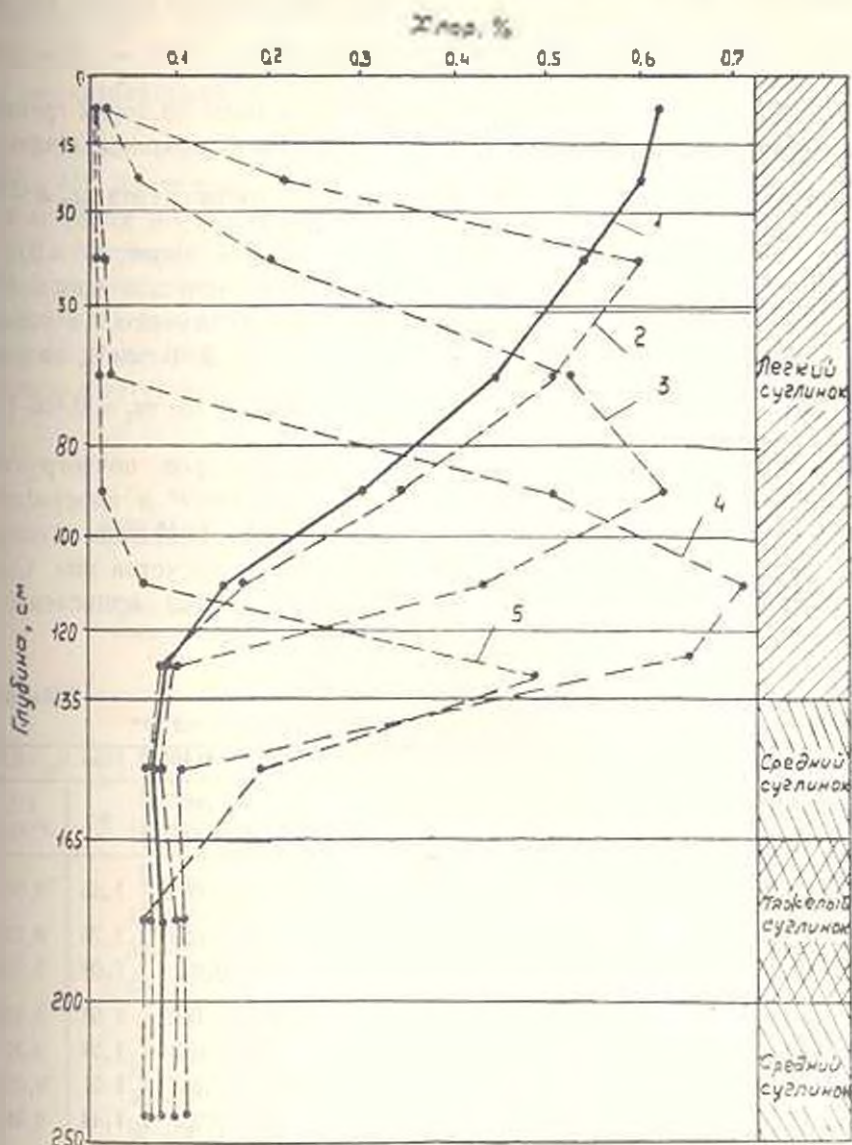


Рис. 1. Изменение запасов солей в почве в зависимости от объема промывной воды: 1 — исходная; 2, 3, 4, 5 — после подачи, соответственно, 2, 4, 8 и 13 тыс. м³/га воды.

Опытная промывка с применением порошка железного купороса (доза 250 т/га) проводилась тактами с неравномерной подачей воды в чек. Норма промывной воды составляла 13 тыс. м³/га, а продолжительность промывки — 6,25 сутки. В процессе промывки прослеживали за изменением высоты слоя воды в чеке во времени и устанавливали продолжительность промывки для каждого такта. Пробы почв отбирали непосредственно после окончания воды в чеке.

С помощью кривых влажности, полученных в процессе промывки, можно определить глубину фронта фильтрационного потока l и величину скорости движения воды по порам грунта $V = \frac{l}{t}$ (t — продолжительность промывки или время движения воды по порам грунта). Зная норму N и продолжительность промывки находим скорость фильтрации $V_0 = \frac{N}{t}$ и величину активной пористости грунта $m_a = \frac{V_0}{V}$.

По данным полевых наблюдений: $V_0 = 0,13 \dots 0,137$ м/сут, $V = 0,62 \dots 0,65$ м/сут, а средняя величина активной пористости для пород легкого суглинка: $m_a = 0,21$. Определив величины объемного δ и удельного γ весов пород легкого суглинка ($\delta = 1,42$; $\gamma = 2,66$ г/см³), по формуле $m = 1 - \frac{\delta}{\gamma}$, находим величину общей пористости: $m_0 = 0,466$ [1].

После определения водно-физических параметров почвогрунтов приступаем к расчетам параметра переноса солей D^* и перераспределения солей в почве в процессе промывки [2], принимая в одном случае $m = m_a$, а в другом $m = m_0$. Результаты расчетов при $C_n = 0,0142$ г/л (C_n — минерализация промывной воды) приведены в табл. 1.

Таблица 1

Опытные данные и расчетные величины параметра D^*

Слой, см	N , м	C_0 , г/л	C , г/л	δ	A	При $m_0 = 0,466$		При $m_a = 0,21$	
						a	D^* , м ² /сут	a	D^* , м ² /сут
0-15	0,2	18,79	0,635	0,033	1,31	2	0,008	1,55	0,062
0-15	0,4	18,79	0,538	0,028	1,36	1,65	0,023	1,76	0,139
15-30		18,15	1,815	0,099	0,92	1,41	0,03	1,09	0,255
0-15	0,8	18,79	0,32	0,016	1,52	1,66	0,059	1,56	0,323
15-30		18,15	0,32	0,017	1,52	1,82	0,055	1,54	0,34
30-50		16,28	0,535	0,032	1,32	1,86	0,047	1,51	0,354
50-80		13,43	0,753	0,055	1,14	2,13	0,036	1,44	0,387
0-15	1,3	18,79	0,32	0,016	1,52	1,6	0,121	1,56	0,632
15-30		18,15	0,32	0,017	1,5	1,68	0,11	1,58	0,617
30-50		16,28	0,32	0,019	1,47	1,79	0,097	1,59	0,6
50-80		13,43	0,43	0,031	1,33	1,86	0,09	1,53	0,657
80-100		9,08	0,437	0,047	1,2	1,87	0,089	1,43	0,749

Здесь C_0, C — начальное и конечное содержания солей (среднее) в расчетном слое в ‰ или г/л; $a = \frac{A}{1-x}$ — параметр, характеризующий процесс переноса солей; A — параметр, величину которого на-

ходят по табл. 4 [2]; $x = \frac{x m_0}{N}$; x — глубина от поверхности земли до рассматриваемой точки, м; $\bar{C} = \frac{C - C_n}{C_0 - C_n}$.

Значения параметра D^* , полученные при $m = m_0$, близки к величинам D^* , приведенным в табл. 8 [2] и табл. 1 [3], что свидетельствует об их достоверности.

На основании данных опытных промывок по формуле Л. М. Рекса [2] были выполнены расчеты по распределению солей по глубине расчетного слоя (табл. 2). Как видно из табл. 2, расчетные величины перераспределения солей при $m = m_0$ показывают удовлетворительную сходимость с натурными данными.

Таблица 2

Сопоставление натуральных и расчетных значений,
перераспределение солей (по хлору) в почвогрунтовой слое

Слой почвогрунта, см	N, м	Опытные C, г/л	Расчетные	
			при $m_0 = 0,166$	при $m_0 = 0,21$
			C, г/л	C, г/л
0—15	0,2	0,63	0,88	0,561
0—15	0,4	0,53	0,386	0,346
15—30	0,4	1,81	1,539	1,373
0—15	0,8	0,32	0,19	0,185
15—30	0,8	0,32	0,27	0,28
30—50	0,8	0,535	0,557	0,343
50—80	0,8	0,753	0,91	0,398
0—15	1,3	0,32	0,22	0,18
15—30	1,3	0,32	0,197	0,16
30—50	1,3	0,32	0,262	0,18
50—80	1,3	0,43	0,44	0,22
80—100	1,3	0,436	0,456	0,24

На рис. 2 приведены опытные кривые засоления после подачи 8 и 13 тыс. м³/га воды. Здесь же нанесены соответствующие расчетные кривые перераспределения солей по глубине почвогрунтов для двух значений параметра D^* . Как видно, для значений параметра D^* , полученных при $m = m_0$, эти кривые довольно близки к натурным.

Влияние параметра переноса солей D^* на ход опреснения почвогрунтов в данном слое иллюстрируется на рис. 3.

На основании проведенного исследования приходим к выводу, что определение параметра переноса солей D^* и расчет солевого режима в

почвогрунте после промывки необходимо выполнять по величине общей пористости.

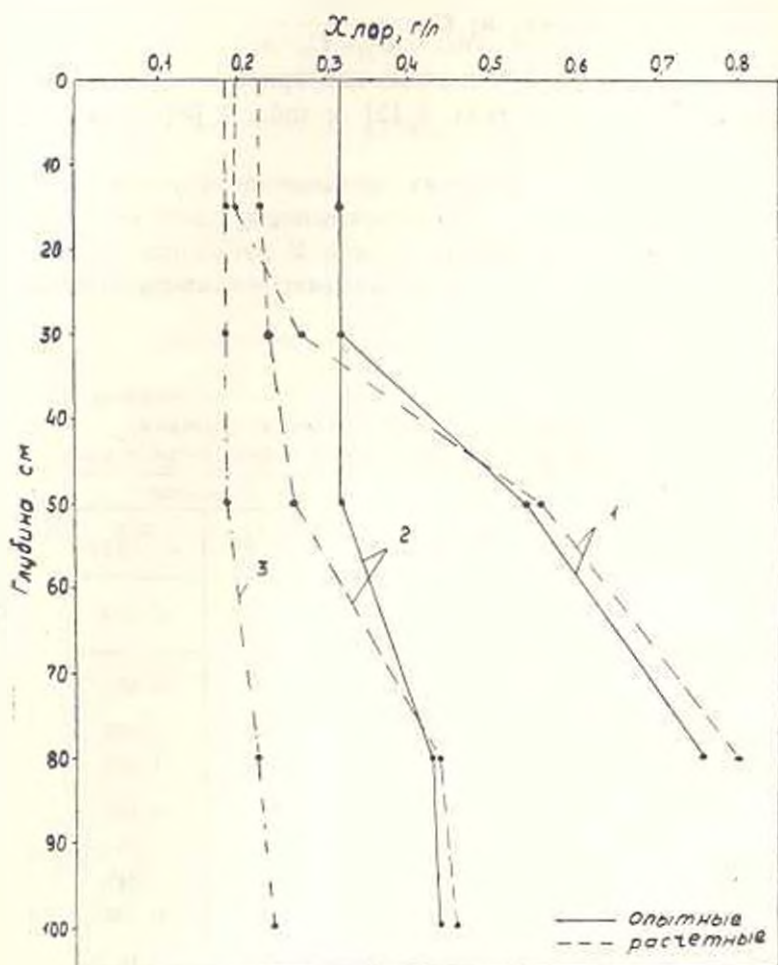


Рис. 2. Сопоставление опытных и расчетных кривых перераспределения солей в почвогрунте после промывки. 1, 2 — после полива, соответственно, 8 и 13 тыс. м³/га воды (расчетные — при $m_0 = 0.466$); 3 — 13 тыс. м³/га воды (расчетная — при $m_0 = 0.21$).

Метод физико-химической гидродинамики после такой проверки можно рекомендовать для расчета водно-солевых режимов на вновь мелиорируемых засоленных землях, не выполняя при этом большого числа экспериментов.

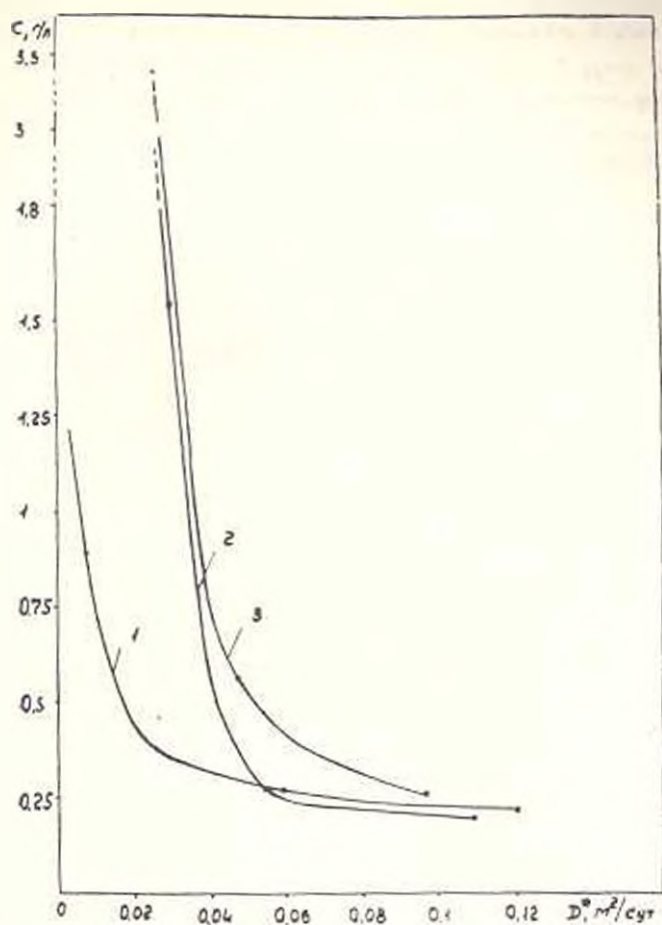


Рис. 3. Изменение содержания хлора в зависимости от параметра переноса солей D^* . 1, 2, 3 — и слоях, соответственно, 0—15, 15—30, 31—50 см.

ԱՐՄԻՈՒՅՈՒՄ

25.1.1982

Գ. Մ. ՄԵՐՔԱՐՅԱՆ

ԲՆԱԿԱՆ ՊԱՅՄԱՆՆԵՐՈՒՄ ԵՎ ՖԵՋԼԻՈՒՔԻ ՄԻԱԿԱՆ ՀԻԳՐՈԴԻՆԱՄԻԿԱՅԻ
ՄԵԹՈԴՈՎ ԱՂԵՐԻ ՄԱՍՍԱՏԵՂԱՓՈԽՄԱՆ ՊՐՈՑԵՍՆԵՐԻ ՀԵՏԱԶՈՏՄԱՆ
ՄԻ ՔԱՆԻ ԱՐԴՅՈՒՆՔՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո վ ո ս մ

Հողվածում բերված են դաշտային և տեսական հետազոտությունների ար-
դյունքները սոդա պարունակող աղուտների լվացման պրոցեսների ժամանակ:

Փորձնական ճանապարհով ստացված են մի քանի պարամետրեր, որոնք
անհրաժեշտ են աղուտների լվացման պրոցեսների համար: Աղերի տեղափոխ-
ման պարամետրի և ռեժիմի հաշվարկները կատարված են ֆիզիկաթիմիական

հիդրոդինամիկայի մեթոդով՝ ըստ ընդհանուր և ակտիվ ծակոտկենության գործակիցների արժեքների:

Փորձնական և տեսական հետադոտությունների արդյունքների համեմատման միջոցով ցույց է տրված, որ ընդհանուր ծակոտկենության գործակիցի արժեքին համապատասխան սղերի մասսատեղափոխման հաշվարկային արդյունքները ըստ ակրացիոն զոնայի խորության ալելի մոտ են բնականին: Տրված է ն գործնական խորհուրդներ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мхитарян Г. М. Исследование закономерностей передвижения плаги и солей в погружённые зоны аэрации при промывке, разд. 5, § 5.2, с. 79—98.— Ереван, 1978 — Научный отчет представлен АрмИИВПИГ. Деп. в ВНИИ Центра, 31 июля 1979, № Б 786064.
2. Инструкция по проектированию оросительных систем. Дренаж на орошаемых землях.— М.: изд. Союздиректа, 1975, т. VIII, с. 57—75.
3. Ачоян Ж. А. () некоторых вопросах гидродинамики массообмена и фильтрующей среде.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1978, т. XXXI, № 4, с. 37—45.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

А. А. АРАКЕЛЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК МИКРОГЕОМЕТРИИ
ПОВЕРХНОСТИ ПОСЛЕ СТРУЙНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

В процессе струйно-абразивной обработки (САО) образуются поверхности, состоящие из следов соударений обрабатывающих частиц.

Размеры этих следов, обусловленные технологическими параметрами обработки и физико-механическими свойствами обрабатываемого поверхностного слоя, характеризуют микрогеометрию поверхности после САО. Аналогичным образом формируется поверхность после дробеструйной обработки. Для исследования шероховатости поверхности после САО целесообразно применение методов теории вероятностей и математической статистики, т. к. расположение зерен в потоке суспензии, их формы, размеры, следовательно, и взаимное расположение следов и их размеры носят случайный характер.

В статье сделана попытка построить модель образования шероховатости поверхности после САО. Наложение такого профиля на исходную поверхность заготовки позволяют оценить характеристики ее микрогеометрии.

В [1] описана модель процесса дробеструйной обработки, учитывающая вероятность распределения ударов дробинки об обрабатываемую поверхность детали. При выводе зависимостей суммируются площади, занятые отпечатками. По расчетной схеме принимается, что в каждом последующем заряде зерна могут попасть либо в необработанную поверхность, либо уже в образовавшуюся лунку. Повторное попадание в данную лунку при этом означает, что центры дробинки движутся по одной и той же прямой, в связи с чем кромка лунки будет представлять окружность, увеличивающуюся в диаметре по мере нарастания кратности отпечатков.

В нашем случае принята в [1] схема наложения отпечатков с совпадением их центров непрямолинейно, т. к. на образование конечного рельефа поверхности влияет даже незначительное смещение центров отпечатков. Исходя из этих условий, рассматриваем не саму лунку, образовавшуюся в результате удара зерна о поверхность, а самую отдаленную от поверхности точку, лежащую на дне лунки.

Представим САО как поток событий — появление точек при воздействии частиц абразива на обрабатываемую поверхность.

В этом случае получится случайное поле точек, плотность которого определится числом точек, приходящихся на единицу площади обрабатываемой поверхности.

При этом очевидно, что:

а) вероятность образования того или иного числа точек в любой области поля не зависит от того, сколько точек попало в любые другие области, непересекающиеся с данной;

б) при малой области, вероятность попадания в элементарную область более одной точки пренебрежимо мала по сравнению с вероятностью попадания одной точки.

В этом случае, указанное поле точек является пуассоновским, а число точек, попадающих в любую область f поля, распределено по закону Пуассона [2]:

$$P_{(m, f)} = \frac{a^m}{m!} e^{-a}, \quad (1)$$

где $a = \lambda f$ — математическое ожидание числа точек, попавших в область f ; λ — плотность точек в области f .

С целью вывода расчетных зависимостей для характеристики полноты покрытия всей обрабатываемой поверхности F лунками, разобьем ее на участки f . Размер каждого участка выберем из условия полного перекрытия его лункой, образовавшейся при ударе абразивного зерна в случайной точке поверхности F . Тогда задавшись вероятностью события, что на участке f окажется по крайней мере одна лунка:

$$P_{(m \geq 1, f)} = 1 - e^{-\lambda f}, \quad (2)$$

можно определить плотность лунок на площадке f :

$$\lambda = \frac{-\ln [1 - P_{(m \geq 1, f)}]}{f}. \quad (3)$$

Полученное значение может характеризовать расстояние r между любой точкой и ближайшей к ней соседней точкой, ввиду того, что эта величина в пуассоновском поле точек распределена по показательному закону с плотностью

$$f(r) = \begin{cases} 2\pi\lambda r e^{-\pi\lambda r^2} & r > 0, \\ 0 & r < 0, \end{cases} \quad (4)$$

математическим ожиданием $m_r = \frac{1}{2\pi\lambda}$ и дисперсией $D_r = \frac{4 - \pi}{4\pi\lambda}$.

Расстояние между произвольной точкой и n -ой по удаленности точкой имеет плотность распределения:

$$f_n(r) = \frac{(\pi r^2 \lambda)^{n-1}}{(n-1)!} e^{-\pi r^2 \lambda} \cdot 2\pi\lambda r, \quad r > 0. \quad (5)$$

С помощью полученных зависимостей можно определить время t , необходимое для полного покрытия поверхности луками (продолжительность обработки). С этой целью по (3) определяется плотность лунок на поверхности f и по известному секунднему расходу q абразивных зерен, приходящемуся на единицу площади, вычисляется t :

$$t = \frac{\lambda}{q}. \quad (6)$$

Полученная зависимость позволяет аналогичным образом вычислить и длительность обработки t_N , необходимую для образования N -кратных отпечатков на обрабатываемой поверхности, характеризующая время для достижения заданных прочностных качеств [1].

Для этого задаемся вероятностью попадания в каждую элементарную площадку N зерен:

$$P_{(m, N, t)} = \sum_{m=0}^N P_{(m, t)} = 1 - \sum_{m=0}^{m-N-1} P_{(m, t)}. \quad (7)$$

Из выражения (7), аналогично вышеуказанному, определяем время t_N по плотности λ_N . Для экспериментальной проверки принятой математической модели обрабатывали в течение 1 с полированную ($R_a = 0,04$ мкм) латунную пластинку шариками диаметром 120 мкм из белого электрокорунда ($\rho = 3950$ кг/м³) при давлении сжатого воздуха 0,45 МПа. Весовая концентрация абразива в суспензии составляла 1:4, весовой расход — 0,028 кг/с, а зона обработки — круг диаметром 45 мм.

Диаметр отпечатка единичных ударов равнялся $d = 40$ мкм, глубина $h \approx 4$ мкм. С обработанной поверхности в двух взаимноперпендикулярных направлениях были записаны профилограммы. Плотность лунок по трассам профилографирования составила $\lambda_1 = 30$ шт./мм (25,2 ≤ λ_1 ≤ 35,8, $\gamma = 0,95$).

По значению λ_1 определяли плотность лунок на обработанной поверхности [3]: $\lambda = \frac{\pi d^2}{4} \lambda_1$, $\lambda = 955$ шт./мм².

Количество абразива и секундном расходе суспензии составляло $M = 0,0056$ кг/с, а среднее число частиц $n = 1567720$ шт.

Для сопоставления полученного по профилограмме значения λ с количеством абразива на поверхность разбивали ее на квадратные участки с размером диагонали 20 мкм. Площадь участка $f = 200$ мкм².

Тогда по формуле [4]:

$$\lambda_1 f = \frac{n}{F}; \quad \lambda_1 f = 0,191; \quad \frac{nf}{F} = 0,197.$$

С целью проверки гипотезы о характере распределения, записанную профилограмму разбивали на участки и проводили подсчет коли-

частота лунок на участке и по этим данным определяли вероятность — наличия участков с тем или иным числом лунок по критерию согласия Пирсона при уровне значимости $\alpha = 0,05$:

$$\alpha_{0,13} = P(\chi^2 \geq \chi^2_0) = 0,365.$$

Таким образом, принятая гипотеза не противоречит экспериментальным данным и поверхность после САО можно представить в виде пуассоновского поля точек.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Дрозд М. С. и др. Выбор режимов дробеструйной обработки, обеспечивающих заданные параметры наклепанного слоя.— Вестник машиностроения, 1977, № 3, с. 42--45.
2. Вентцель Е. С. Теория вероятностей.— М.: Наука, 1962.— 576 с.
3. Кендалл М., Моран П. Геометрические вероятности.— М.: Наука, 1972.— 192 с.
4. Феллер В. Введение в теорию вероятностей и ее приложения.— М.: Мир, 1967, т. 1.— 498 с.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

А. С. ХАЧИКЯН, Р. А. ШИРИНЯН

ОБ УСТОЙЧИВОСТИ МАЛОНАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ
К НЕКОТОРЫМ ГЕОМЕТРИЧЕСКИМ ДЕФЕКТАМ

При конструировании современных машин и механизмов все чаще применяются составные элементы конструкций, в частности, клеевые соединения. Надежность этих соединений помимо других факторов зависит также от характера распределения напряжений на крае стыка соединения. Известно, что сильная концентрация напряжений около края стыка составного тела, обусловленная разнородностью соединяемых материалов, часто является причиной разрушения деталей машин.

К. С. Чобаняном [1] установлено, что существует достаточно широкая область изменения упругих деформативных характеристик материалов соединяемых тел, в которой при определенных наклонах линии раздела на крае стыка окрестность края будет малонапряженной. Показано существование области малонапряженного состояния (МС) в многомерном пространстве параметров (механических и геометрических) и показана устойчивость этого состояния во внутренних точках области относительно малых изменений этих параметров. Переход в концентрационное состояние (КС) происходит только по границам области.

Примером эффективного применения этого явления при решении конкретных инженерных задач явилась разработка клеевой конструкции фрикционных дисков муфты сцепления тракторов взамен менее эффективной — клепанной [2].

Проведенные исследования относятся к составному телу с идеальной клиновидной геометрией, контактная поверхность которого проходит через вершину клина. В реальных соединениях идеальную геометрию трудно осуществить, поскольку как в процессе, так и после соединения могут возникнуть разного рода дефекты. С точки зрения практических приложений, исследование влияния последних на напряженное состояние имеет важное значение, т. к. неустойчивость МС к разного рода дефектам может привести к разрушению конструкций, чем делает использование явления малонапряженности малоэффективным методом повышения прочности конструкций.

В настоящей работе экспериментально исследована устойчивость МС к некоторым видам нарушений идеальной геометрии в малой ок-

режности края стыка соединения. Поляризационно-оптическим методом сопоставлены поля напряжений образцов с внесенными дефектами и с идеальной геометрией. Определен характер разрушения образцов испытаниями на разрыв при растяжении. Образцы изготовлены из листового дюралюминия и эпоксидного компаунда ЭД-16МА и склеены эпоксидным клеем. Необходимая геометрия, обеспечивающая МС или КС в окрестности края стыка, и технология склеивания были выбраны согласно [3].

В образцах, подвергнутых сжатию (рис. 1а), в зоне МС в вершине клина был сделан скос под таким углом, чтобы около образованного края стыка реализовалось условие КС (рис. 1а). Сравнение полей напряжений показывает, что при той же сжимающей нагрузке концентрация напряжений на крае стыка скошенного образца незаметна и общая картина напряжений не меняется относительно картины образца с идеальной геометрией (рис. 1б). Такой же результат получен, когда сделана щель по контактной поверхности стыка в вершине клина (рис. 1г).

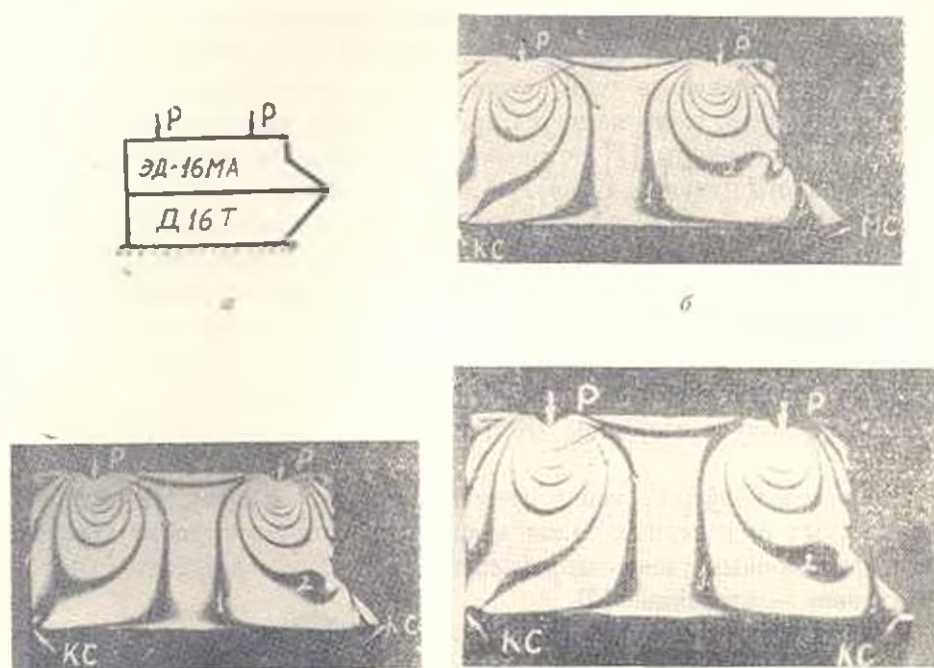


Рис. 1

В образцах, подвергнутых чистому изгибу (рис. 2а), у края стыка с МС сделан подрез у одного из материалов (ЭД-16МА), что привело к условию КС у края стыка (рис. 2а). Несмотря на это, картина напряженного состояния не изменилась по сравнению с картиной при идеальной геометрии с МС (рис. 2б). Разрез в виде щели вдоль контактной поверхности у вершины клина также не изменил картину напряженного состояния (рис. 2г).

Описанные опыты показывают, что внесение геометрических дефектов, создающих КС у края стыка соединения с первоначальным МС, приводит к малым изменениям состояния в зоне выраженного МС. Когда нагрузки меньше разрушающих в 1,5... 2 раза, изменения напряженного состояния незаметны при поляризационно-оптическом методе. При увеличении нагрузок до разрушающих в зоне дефекта появляется локализованное КС, не влияющее на общую картину малонапряженного состояния у края стыка соединения. Это свидетельствует о малости коэффициента интенсивности напряжений вблизи дефектов, находящихся в зоне МС, и о том, что эти дефекты не представляют значительной опасности с точки зрения прочности соединений. Для подтверждения этих выводов проведены испытания на разрыв образцов с идеальной геометрией и внесенными дефектами. Три вида образцов (рис. 3) подвергались разрыву при равномерном растяжении. I тип представляет собой конструкцию с МС (рис. 3а), II тип — конструкцию I типа, но отличающуюся тем, что по краям стыка соединения вдоль контактной поверхности выполнен разрез малой длины ($l = 2$ мм) (рис. 3б), III тип — конструкцию с КС (рис. 3в).

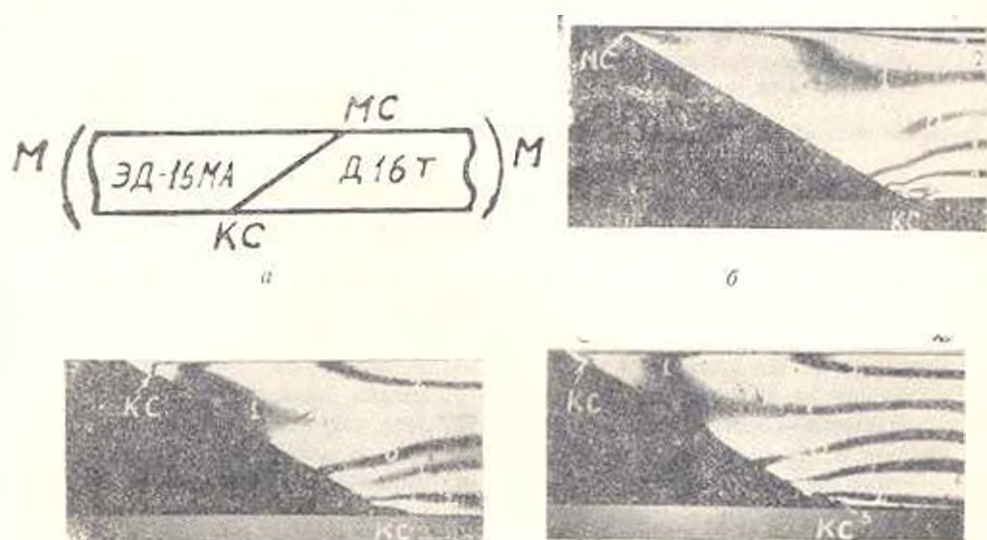


Рис. 2.

Образцы I и II типов в пределах точности эксперимента имели одинаковую прочность и вид разрушения. Разрушение начиналось от центральной части контактной поверхности и распространялось вдоль пунктирных линий (рис. 3а, б). По концам плоскости раздела на дюралюминии оставались неразрушенные части эпоксидного материала независимо от того, имелись там разрезы или нет, что свидетельствует о том, что трещины в зоне МС сравнительно мало опасны. Образцы III типа соединения, испытанные для сравнения, оказались менее проч-

ными, чем образцы I и II типов. Разрушение здесь начиналось с края стыка соединения с КС и распространялось либо вдоль поверхности контакта, либо с середины образца входило в эпоксидную смолу.

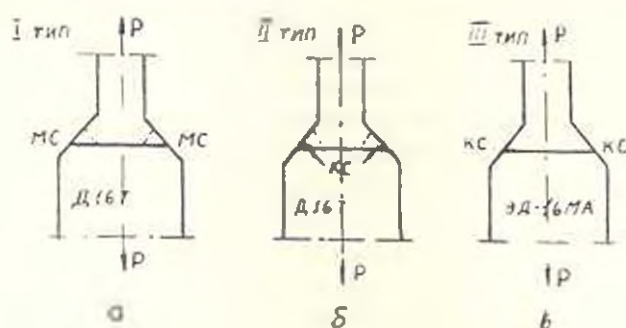


Рис. 3.

Проведенные эксперименты дают основание сделать вывод, что малонапряженное состояние устойчиво к малым локальным нарушениям геометрии соединения в окрестности края стыка соединения, что является важным фактором для эффективного использования явления малонапряженности.

Институт механики АН Арм.ССР

5 X. 1982

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Чобанян К. С. Явление малонапряженности края поверхности контакта нагруженного составного тела — Открытие № 102. Открытия Изобр. Пром. образцы Товарн. знаки, 1971, № 36.
- 2 Сиреканян Р. В., Аветисян А. Б. Новый метод повышения прочности клеевого соединения фрикционных накладок со стальными дисками муфт сцепления тракторов — Вестник машиностроения, 1980, № 1, с. 27–29.
- 3 Чобанян К. С., Ширинян Р. А. Исследование явления малонапряженности на крае стыка соединения составного тела — В сб.: Материалы VIII Всесоюзной конференции по методу фотоупругости, Таллин, т. III, 1979, с. 291–296.

ԲՈՎԱՆԻԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

ՄԵՔՆԱՇԻՄՈՒԹՅՈՒՆ

Մ. Վ. Կոսյան, Պ. Մ. Եսայան: Խառատային հոսսառեղի պուպորտային խմբի տատանողական առկայությունից հարցի վերաբերյալ	3
Թ. Ս. Հովսեփյան: Հարմոնիկ ձայնային ալիքների ազդիկ ազդեցությունը նրանց աղբյուրի յուրյը պատվող ազդեցությունով	9

ՇՆՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵՔԱՆԻԿԱ

Ի. Լ. Կուլիբեկով: Եղրային լարումների որոշումը ոչ լրիվ կտրվածքով աշխատող կլոր հիմնատակի հիմքի վրա	18
--	----

ԷԼԵԿՏՐԱՏԵԽՆԻԿԱ

Ն. Գ. Նիկիյան: Ասինխրոն շարժիչների փորձարկումը Երկու համախառնությունների ձգանակով	24
---	----

ՀԱՇՎՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Ս. Ս. Շվեյտսյան: Պրոֆիլակտիկ աշխատանքների տնցկացման օպտիմալ պարբերությունների մասին	23
---	----

ՉԱՓՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Ա. Մ. Բաբխուջյան, Ռ. Հ. Մովսեսյան, Պ. Վ. Համբարձումյան: Վերազանցումների որոշումը հիդրոդինամիկ հարթաշարժման դեպքում	33
--	----

ՀԻԴՐԱՎԼԻԿԱ

Գ. Մ. Սիլվերման: Բնական պայմաններում և ֆիզիկաբերմիական հիդրոդինամիկայի մեթոդով աղբյուրի մասնատվածությունից ալոցների հետազոտման մի քանի արդյունքների մասին	38
---	----

ԳԵՏԱԿԱՆ ԿՈՔԵՐ

Ա. Հ. Անտոնյան: Մակերևութի միկրոնրկրաչափության բնութագրերի որոշումը շիթաչգլանյութային մշակումից հետո	45
Ս. Ս. Լուսիկյան, Ռ. Ա. Նիբիլյան: Որոշ քրկրաչափական անճշտությունների նկատմամբ քերվարվածային վիճակի կայունության մասին	49

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

М. В. Касьян, П. М. Есаян. К вопросу о колебательной неустойчивости суппортной группы токарного станка	3
Р. С. Овсепян. Активная компенсация гармонических звуковых волн при работе вокруг их источника компенсатором	9

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

И. Х. Кулиджанов. Определение краевых напряжений по подошве круглого фундамента, работающего неполным сечением	18
--	----

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

И. Г. Никитин. Испытание асинхронных электродвигателей методом двух частот	24
--	----

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

С. С. Аветисян. Об оптимальных периодах проведения профилактических работ	29
---	----

ԲՈՎԱՆԻԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

ՄԵՔՆԱՇԻՄՈՒԹՅՈՒՆ

Մ. Վ. Կոսյան, Պ. Մ. Եսայան: Խառատային հոսսառեղի պուպորտային խմբի տատանողական առկայությունից հարցի վերաբերյալ	3
Թ. Ս. Հովսեփյան: Հարմոնիկ ձայնային ալիքների ազդիկ ազդեցությունը նրանց աղբյուրի յուրյը պատվող ազդեցությունով	9

ՇՆՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵՔԱՆԻԿԱ

Ի. Լ. Կուլիբեկով: Եղրային լարումների որոշումը ոչ լրիվ կտրվածքով աշխատող կլոր հիմնատակի հիմքի վրա	18
--	----

ԷԼԵԿՏՐԱՏԵԽՆԻԿԱ

Ն. Գ. Նիկիյան: Ասինխրոն շարժիչների փորձարկումը Երկու համախանութայինների ձգանակով	24
--	----

ՀԱՇՎՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Ս. Ս. Շվեյտսյան: Պրոֆիլակտիկ աշխատանքների տնցկացման օպտիմալ պարբերությունների մասին	23
---	----

ՉԱՓՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Ա. Մ. Բաբխուջյան, Ռ. Հ. Մովսեսյան, Պ. Վ. Համբարձումյան: Վերազանցումների որոշումը հիդրոդինամիկ հարթաշարժման դեպքում	33
--	----

ՀԻԴՐԱՎԼԻԿԱ

Գ. Մ. Սիլվերման: Բնական պայմաններում և ֆիզիկաբերմիական հիդրոդինամիկայի մեթոդով աղբյուրի մասնատվածությունից ալոցնաների հետազոտման մի քանի արդյունքների մասին	38
---	----

ԳԵՏԱԿԱՆ ԿՈԹԵՐ

Ա. Հ. Անտոնյան: Մակերևութի միկրոնրկրաչափության բնութագրերի որոշումը շիթաչգլանյութային մշակումից հետո	45
Ս. Ս. Լուսիկյան, Ռ. Ա. Նիբիլյան: Որոշ քրկրաչափական առնչությունների նկատմամբ քերվարվածային վիճակի կայունության մասին	49

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

М. В. Касьян, П. М. Есаян. К вопросу о колебательной неустойчивости суппортной группы токарного станка	3
Р. С. Овсепян. Активная компенсация гармонических звуковых волн при их излучении вокруг их источника компенсатором	9

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

И. Х. Кулиджанов. Определение краевых напряжений по подошве круглого фундамента, работающего неполным сечением	18
--	----

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

И. Г. Никитин. Испытание асинхронных электродвигателей методом двух частот	24
--	----

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

С. С. Аветисян. Об оптимальных периодах проведения профилактических работ	29
---	----

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

- А. М. Бархударян, Р. А. Мовсесян, П. В. Амбарцумян. Определение пренебрежений при гидродинамическом инвентаризации 33

ГИДРАВЛИКА

- Г. М. Мхитарян. Некоторые результаты исследования процессов массо-переноса солей, полученных в натуре и методом физико-химической гидродинамики . . . 39

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

- А. А. Аракелян. Определение характеристик микрогеометрии поверхности после струйно-абразивной обработки 45
- А. С. Хачикян, Р. А. Ширинян. Об устойчивости миллионированного состояния к некоторым геометрическим дефектам 49

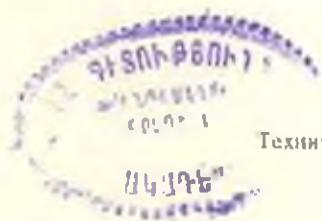
АЙԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱԻ ՏԵԽՆԻԿԱԿԻՐ ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ

Журнал „Известия АН АрмССР (серия технических наук)“ является органом Академии наук Армянской ССР.

В нем сообщаются специфические и актуальные вопросы техники, характерные для Армении — высокогорного района повышенной сейсмичности с развитой машиностроительной и электро-технической промышленностью.

Журнал публикует результаты работ более 20 научно-исследовательских республиканских институтов технического профиля, а также ВТУЗ, конструкторских бюро и заводских лабораторий.

Журнал рассчитан на научных и инженерно-технических работников.



Технический редактор Л. А. АЗИЗБЕКЯН

Сдано в набор 17. 03. 1983 г. Подписано к печати 2. 06. 1983 г. ВФ 05945.

Бумага № 1, 70×108^{1/8}. Плоскопечатать. Печ. лист. 3,5. Усл. печ. лист. 4,9.

Учет.-изд. 3,54. Тираж 380. Заказ 344. Издат. 5926.

Адрес редакции: 375019, Ереван, пр. Маршала Баграмяна, 24-г. II эт., к. 1.

Издательство АН АрмССР, Ереван-19, пр. Маршала Баграмяна, 24-г.

Типография Издательства АН АрмССР, Ереван-19, пр. Маршала Баграмяна, 24.