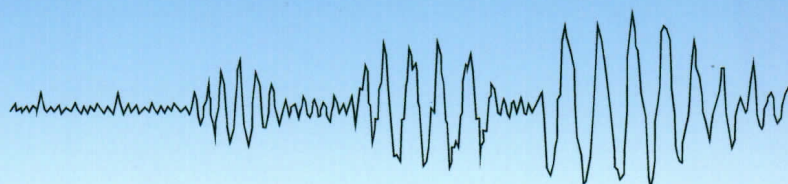
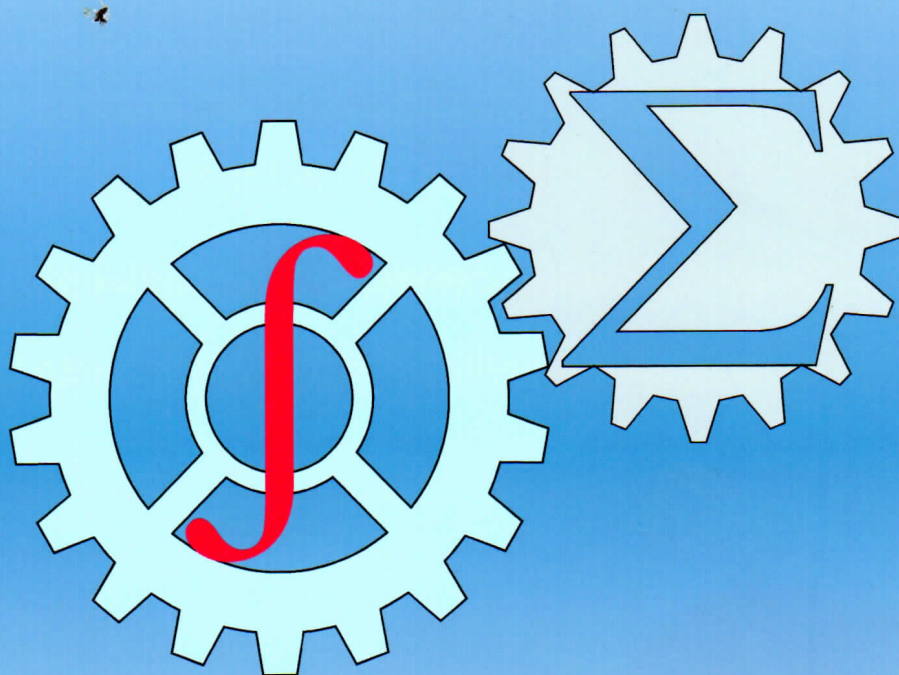


МЕХАНИКА МУАММОЛАРИ ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ PROBLEMS OF MECHANICS



2023
Volume 32
No: 1

O‘ZBEKISTON RESPUBLIKASI FANLAR AKADEMIYASI
АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

МЕХАНИКА
МУАММОЛАРИ

O‘ZBEKISTON
JURNALI

1
2023

УЗБЕКСКИЙ
ЖУРНАЛ

ПРОБЛЕМЫ
МЕХАНИКИ

Журнал под таким названием издается с января 1992 г.

Ташкент – 2023

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор – докт. физ.-мат. наук, проф. К.С. СУЛТАНОВ
Заместитель главного редактора – докт. физ.-мат. наук Р.А. АБИРОВ
Ответственный секретарь – PhD Н.А. НИШОНОВ

Абдикаримов Р.А. д.ф.-м.н., проф. (Ташкент)	Мирсаидов М. д.т.н., проф., акад. АН РУз (Ташкент)
Абдусаттаров А. д.т.н., проф. (Ташкент)	Мухаммадиев Д.М. д.т.н., проф. (Ташкент)
Азимов Д. д.т.н., проф. (США)	Панахов Г.М. д.т.н., проф., член.-корр. НАНА (Баку)
Алдошин Н.В. д.т.н., проф. (Москва)	Паровик Р. д.ф.-м.н. (Петропавловск-Камчатский)
Алимухамедов Ш.П. д.т.н., проф. (Ташкент)	Ризаев А.А. д.т.н., проф. (Ташкент)
Ахмедов А.Б. д.ф.-м.н., проф. (Ташкент)	Сагдиев Х.С. к.т.н. (Ташкент)
Бахадиров Г.А. д.т.н., проф. (Ташкент)	Сирожиддинов З. д.т.н., проф. (Самарканд)
Быковцев А.С. д.ф.-м.н., проф. (США)	Тохиров Ш.М. к.ф.-м.н. (США)
Ватин Н.И. д.т.н., проф. (Санкт-Петербург)	Тухтакузиев А.Т. д.т.н., проф. (Ташкент)
Дусматов О.М. д.ф.-м.н., проф. (Самарканд)	Худайкулиев Р.Р. к.т.н. (Ташкент)
Зубарев А.Ю. д.ф.-м.н., проф. (Екатеринбург)	Хужаев И.К. д.т.н., проф. (Ташкент)
Исмоилова С.И. д.т.н., проф. (Ташкент)	Хужаёров Б.Х. д.ф.-м.н., проф. (Самарканд)
Казанцев С.П. д.т.н., проф. (Москва)	Хусанов Б.Э. д.т.н. (Ташкент)
Кузнецов С.В. д.ф.-м.н., проф. (Москва)	Шардаков И.Н. д.ф.-м.н., проф. (Пермь)
Маликов З.М. д.т.н., проф. (Ташкент)	Эргашов М. д.т.н., проф. (Ташкент)
Мамасаидов М.Т. д.т.н., проф., акад. НАН КР (Ош)	Ювмитов А.С. PhD (Ташкент)
Мардонов Б.М. д.ф.-м.н., проф. (Ташкент)	Юлдашев Ш.С. д.т.н., проф. (Наманган)
Матвеев В.П. д.т.н., проф., акад. РАН (Пермь)	

Адрес редакции:

*100125, Ташкент, Академгородок, Дурмон йули, 33.
Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз*

Телефон: +99871 262-78-34

Факс: +99871 262-71-52

E-mail: instmechofficial@gmail.com

Журнал зарегистрирован Агентством по печати и информации Республики Узбекистан 22.12.2006 г.
Регистрационный номер 0050.

ГЛОБАЛЬНОЕ ОТСЛЕЖИВАНИЕ ТРАЕКТОРИИ МАНИПУЛЯТОРА БЕЗ ИЗМЕРЕНИЯ СКОРОСТЕЙ

Хусанов Д.Х.¹, Латипова З.С.²

¹Университет Sambhram, Джизак, Узбекистан

²Академический лицей имени И.Каримова ТГТУ, Ташкент, Узбекистан

E-mail: d.khusanov1952@mail.ru, ziyusupova9797@gmail.com

Аннотация: В статье дано решение задачи о глобальном отслеживании траектории манипулятора без измерения скоростей. Построен закон управления с динамической обратной связью по положению. В структуру управления добавлена переменная фильтра, которая позволяет компенсировать недостающую информацию о скоростях звеньев манипулятора. Задача решена на основе метода функций Ляпунова с использованием теории предельных уравнений. Новизна полученного решения состоит в том, что в структуре управления учтено свойство периодичности уравнений динамики манипулятора относительно угловых координат его звеньев. Получен ограниченный по положению закон управления, позволяющий уменьшить энергетические затраты на его реализацию.

Ключевые слова: многозвенный робот-манипулятор; управление движением; отслеживание траектории; функция Ляпунова; асимптотическая устойчивость; глобальное притяжение; цилиндрическое фазовое пространство.

Введение. В статье рассматривается задача отслеживания траектории двухзвенного плоского робота-манипулятора, оснащенного вращательными шарнирами, без измерения скоростей. Эта задача представляет значительный интерес, поскольку требует больших математических исследований сложных нелинейных динамических систем [1]. Многие методы управления требуют полных измерений обобщенных координат и скоростей многозвенных роботов-манипуляторов, что вынуждает использовать большое количество датчиков положения и тахометров. Это приводит к удорожанию робота и усложнению его механической конструкции. Кроме того, работа тахометров приводит к появлению шумов в выходных сигналах. Поэтому интерес многих исследователей был направлен на решение задачи без измерения скоростей. Научная работа в этом направлении привела к появлению нескольких подходов к решению задачи отслеживания траектории. Первый подход был основан на использовании приближенного дифференцирования для получения информации о скоростях механической системы. Это не всегда является эффективным в случае, когда скорости звеньев манипулятора быстро изменяются в широких пределах. Второй подход заключался в построении наблюдателей скорости [2]. При этом использование подсистем наблюдателей не позволяет решить задачу отслеживания траектории в глобальном смысле, когда начальные отклонения координат и скоростей робота могут быть сколь угодно большими. Третья методика заключалась в использовании нелинейных пропорционально-интегральных (ПИ) регуляторов [3, 4]. В этом подходе используется метод функционалов Ляпунова [5, 6]. Наконец, было предложено использовать динамические фильтры [7-9]. Такой подход удобен для построения регулятора методом функций Ляпунова. В данной статье применяется метод функций Ляпунова для решения задачи отслеживания траектории путем схемы управления, которая требует только измерения положения и может глобально стабилизировать желаемое движение робота, при этом первое звено вращается вокруг своей оси симметрии, а второе звено занимает относительно постоянное положение. Угловая координата первого звена робота является циклической, что позволяет упростить выражение для производной функции Ляпунова и обеспечить ее неположительность, и тем самым применить подход, предложенный в [10,11], чтобы построить управление. Результаты работ [10,11] позволяют применять функции Ляпунова, имеющие знакопостоянные производные по времени, для нахождения условий асимптотической устойчивости замкнутой системы. Кроме того, такой подход позволяет решить задачу управления с учетом периодичности системы по угловым переменным. Главной особенностью полученного в данной статье результата является простой динамический закон управления по обратной связи по положению, который решает задачу глобального отслеживания траектории манипулятора с произвольно малыми постоянными матрицами коэффициентов усиления сигналов.

Постановка задачи. Рассмотрим математическую модель плоского двухзвенного робота-манипулятора с вращательными шарнирами [1]. Манипулятор располагается на неподвижном основании G_0 и состоит из двух абсолютно жестких звеньев G_1 и G_2 . Элементы

конструкции соединены между собой двумя идеальными цилиндрическими шарнирами O_1 и O_2 таким образом, что оба звена могут совершать движения либо только в горизонтальной плоскости, либо только в вертикальной. Центр масс C_1 звена G_1 лежит на луче O_1O_2 . Положение центра масс C_2 звена G_2 не совпадает с положением шарнира O_2 .

Введем следующие обозначения: q_i ($i=1,2$) – углы поворотов звеньев манипулятора, показанные на рис. 1; l_i – длина отрезка O_iC_i ; l – длина отрезка O_1O_2 ; m_i – масса i -го звена; I_i – момент инерции i -го звена относительно оси, проходящей через центр масс C_i звена перпендикулярно плоскости (рис.1, $i=1,2$); g – ускорение свободного падения.

Уравнения движения манипулятора в векторно-матричной форме имеют следующий вид [1]:

$$A(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + G(q) = U, \quad (1)$$

где $A(q) \in R^{2 \times 2}$ – матрица инерции двухзвенного манипулятора; $C(q, \dot{q}) \in R^{2 \times 2}$ – матрица центробежных и кориолисовых сил; $G(q) \in R^2$ – вектор гравитационных моментов; $U \in R^2$ – вектор управляющих моментов.

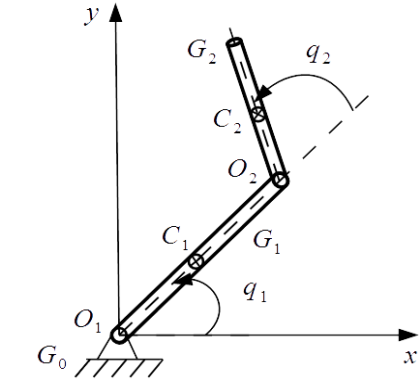


Рис. 1. Двухзвенный плоский манипулятор с вращательными шарнирами

Матрицы и векторы, составляющие уравнение (1), имеют следующие выражения:

$$A(q) = \begin{pmatrix} m_1 l_1^2 + m_2 (l^2 + 2l l_2 \cos q_2 + l_2^2) + I_1 + I_2 & m_2 (l l_2 \cos q_2 + l_2^2) + I_2 \\ m_2 (l l_2 \cos q_2 + l_2^2) + I_2 & m_2 l_2^2 + I_2 \end{pmatrix},$$

$$C(q, \dot{q}) = \begin{pmatrix} -m_2 l l_2 \sin q_2 \dot{q}_2 & -m_2 l l_2 \sin q_2 (\dot{q}_1 + \dot{q}_2) \\ m_2 l l_2 \sin q_2 \dot{q}_1 & 0 \end{pmatrix},$$

$$G(q) = \begin{pmatrix} (m_1 l_1 + m_2 l) g \cos q_1 + m_2 l_2 g \cos(q_1 + q_2) \\ m_2 l_2 g \cos(q_1 + q_2) \end{pmatrix}, \quad U = \begin{pmatrix} U_1 \\ U_2 \end{pmatrix}.$$

Рассмотрим задачу отслеживания траектории манипулятора без измерения скоростей. Пусть $q^0(t) \in X$ – заданное желаемое движение манипулятора, удовлетворяющее условию:

$$\dot{q}_2^0 = \text{const}.$$

Таким образом, будем решать задачу отслеживания траекторий манипулятора, для которых первое звено вращается с любой переменной угловой скоростью, а второе звено занимает относительное постоянное положение.

Решение задачи. Введем вектор отклонения от отслеживаемой траектории:

$$x = (x_1, x_2)', \quad x_1 = q_1 - q_1^0(t), \quad x_2 = q_2 - q_2^0.$$

Штрих здесь и далее в статье означает операцию транспонирования.

Будем искать управление манипулятором (1) в виде

$$U = U^{(0)}(t, x) + U^{(1)}(x, y), \quad (2)$$

$$\text{где} \quad U^{(0)}(t, x) = A(x + q^0(t))\ddot{q}^0(t) + C(x + q^0(t), \dot{q}^0(t))\dot{q}^0(t) + G(x + q^0(t)), \quad (3)$$

$$U^{(1)}(x, y) = -K_p p(x) - K_y y, \quad \dot{y} = -ay - bx, \quad (4)$$

$K_p, K_y \in R^{2 \times 2}$ – постоянные матрицы коэффициентов усиления сигналов обратной связи; $p(x) = (\sin(x_1/2), \sin(x_2/2))'$ – вектор-функция, выражающая свойство периодичности уравнений динамики манипулятора; a, b – некоторые постоянные.

Заметим, что вектор $u \in R^2$ в управлении (4) представляет собой решение обыкновенного дифференциального уравнения из (4), называемого уравнением фильтра. Применяя формулу интегрирования по частям, это решение можно получить, не используя информацию о скоростях $\dot{x}$.

Замкнутая система с учетом (2), (3) и (4) примет вид

$$A^{(1)}(x)\ddot{x} + C^{(1)}(x, 2\dot{q}^0(t) + \dot{x})\dot{x} + K_p p(x) + K_y y = 0, \quad \dot{y} = -ay - b\dot{x}. \quad (5)$$

Семейство предельных систем для (5) имеет аналогичный вид

$$A^{(1)}(x)\ddot{x} + C^{(1)}(x, 2\dot{q}^{0*}(t) + \dot{x})\dot{x} + K_p p(x) + K_y y = 0, \quad \dot{y} = -ay - b\dot{x}, \quad (6)$$

$$\dot{q}^{0*}(t) = \lim_{t_k \rightarrow +\infty} \dot{q}^0(t + t_k),$$

где $t_k \rightarrow +\infty$ – некоторая последовательность, для которой существует предельная функция $\dot{q}^{0*}(t)$. Конкретный вид системы предельных уравнений (6) зависит от выбора последовательности $t_k \rightarrow +\infty$.

Утверждение. Рассмотрим закон управления (2) – (4), где матрицы коэффициентов усиления выбраны в следующем виде:

$$K_p = cE, \quad K_y = -bE. \quad (7)$$

Здесь c и b – произвольные положительные постоянные; $E \in R^{2 \times 2}$ – единичная матрица.

Тогда множество Y_1 , определяемое в виде

$$Y_1 = \left\{ (x, \dot{x}, y) \in R^2 \times R^2 \times R^2 : \sin\left(\frac{x_i}{2}\right) = 0 (i=1, 2), \dot{x} = 0, y = 0 \right\}. \quad (8)$$

глобально притягивающее, а множество Y_2 вида

$$Y_2 = \left\{ (x, \dot{x}, y) \in Y_1 : \sin\left(\frac{x_i}{4}\right) = 0 (i=1, 2), \dot{x} = 0, y = 0 \right\}, \quad (9)$$

равномерно асимптотически устойчиво.

Доказательство. Рассмотрим функцию Ляпунова $V = V(x, \dot{x}, y)$ вида

$$V = \frac{1}{2} \dot{x}' A^{(1)}(x) \dot{x} + 2c \sum_{i=1}^2 \left(1 - \cos\left(\frac{x_i}{2}\right) \right) + \frac{1}{2} y' y. \quad (10)$$

Заметим, что имеет место неравенство $V(x, \dot{x}, y) \geq 0 \quad \forall (x, \dot{x}, y) \in R \times R^2 \times R^2$. Функция V является положительно-определенной по отношению к переменным $w(x)$, $\dot{x}$ и y , где $w(x) = (\sin(x_1/4), \sin(x_2/4))'$. Следовательно, существует функция типа Хана $a_1 \in \mathcal{K}$, такая, что

$$V(x, \dot{x}, y) \geq a_1(|(w(x), \dot{x}, y)'|). \quad (11)$$

Вычислим полную производную по времени функции Ляпунова V (10) в силу замкнутой системы (5):

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \frac{1}{2} \dot{x}' \dot{A}^{(1)}(x) \dot{x} + \dot{x}' \dot{A}^{(1)}(x) \ddot{x} + c p'(x) \dot{x} + y' \dot{y} = \frac{1}{2} \dot{x}' \dot{A}^{(1)}(x) \dot{x} + \dot{x}' \times (-C^{(1)}(x, 2\dot{q}^0(t) + \dot{x}) \dot{x} - \\ &K_p p(x) - K_y y) + c p'(x) \dot{x} - ay' y - b\dot{x}' y. \end{aligned}$$

Из последнего выражения получим следующее:

$$\dot{V} = \dot{x}' (C^{(1)}(x, -\dot{q}^0(t)) \dot{x} + p'(x)(cE - K_p) \dot{x} + y'(-bE - K_y) \dot{x} - ay' y).$$

Заметим, что выполняется равенство $\dot{x}' (C^{(1)}(x, -\dot{q}^0(t)) \dot{x} = 0$. Тогда, используя (7), получим следующую оценку:

$$\dot{V} = -ay' y \leq 0.$$

Заметим, что множество $\{\dot{V} = 0\}$ состоит из таких решений предельной системы (6), для которых $\{y = 0\}$. Отсюда, используя уравнения (6), можно увидеть, что такие решения удовлетворяют следующим соотношениям:

$$\dot{x} = 0, \quad p(x) = 0.$$

Таким образом, используя результат из [10], получаем свойство глобального притяжения множества (8).

На основании теории устойчивости по Ляпунову получаем, что множество (9) равномерно асимптотически устойчиво. Действительно, на основании (11) получим, что функция Ляпунова положительно определена по переменным $w(x)$, $\dot{x}$ и y , не зависит от времени, а ее производная по времени неположительна. Более того, каждая точка множества (9) равномерно притягивающая. Это завершает доказательство.

Численное моделирование движения манипулятора (1) при управлении (2) – (4) проводилось при значениях: $m_1 = 5$ кг, $m_2 = 5$ кг, $l = 1$ м, $l_2 = 0.5$ м, $I_1 = I_2 = 0.417$ кг·м².

Отслеживаемая траектория выбрана в виде

$$q_1^0(t) = \frac{\pi}{4} + \sin(0.5t) \text{ рад}, \quad q_2^0 = \frac{\pi}{3} \text{ рад}.$$

Заметим, что вторая координата отслеживаемой траектории задана в виде постоянного значения в соответствии с постановкой задачи.

На рис. 2 представлены результаты численного моделирования движения манипулятора для следующих значений параметров управления (2) – (4) и начальных положений и скоростей:

$$\begin{aligned} a=7, \quad b=35, \quad c=45, \\ q_1(0)=\pi/4-3.0 \text{ рад}, \quad q_2(0)=\pi/3+2.5 \text{ рад}, \\ \dot{q}_1(0)=-15 \text{ рад/с}, \quad \dot{q}_2(0)=-10 \text{ рад/с}. \end{aligned}$$

Из рис. 2 видно, что движение манипулятора асимптотически приближается к отслеживаемой траектории.

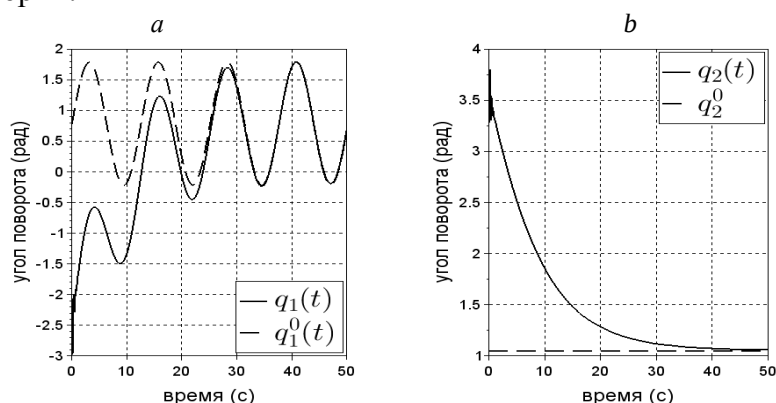


Рис. 2. Графики зависимости угловых координат звеньев манипулятора от времени при управлении (2) – (4) (сплошная линия) и заданного движения звена (пунктирная линия): а – угловой координаты первого звена; б – угловой координаты второго звена

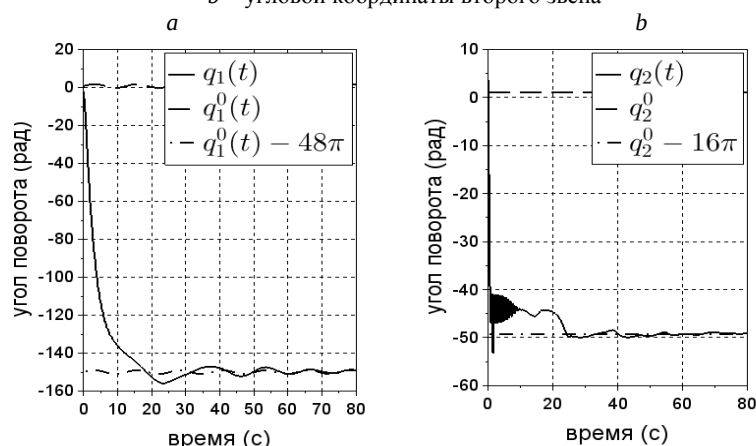


Рис. 3. Графики зависимости угловых координат звеньев манипулятора от времени:

а - угловой координаты первого звена при управлении (2)–(4) (сплошная линия), заданного движением этого звена (пунктирная линия) и движением, смещенного относительно заданного на величину 48π (штрих-пунктирная линия), б - угловой координаты второго звена при управлении (2)–(4) (сплошная линия), заданного движением этого звена (пунктирная линия) и движением, смещенного относительно заданного на величину 16π (штрих-пунктирная линия)

На рис. 3 представлены результаты численного моделирования движения манипулятора для следующих значений параметров управления (2) – (4) и начальных положений и скоростей:

$$\begin{aligned} a &= 7, \quad b = 3, \quad c = 4, \\ q_1(0) &= \pi/4 - 3.0 \text{ рад}, \quad q_2(0) = \pi/3 + 2.5 \text{ рад}, \\ \dot{q}_1(0) &= -65 \text{ рад/с}, \quad \dot{q}_2(0) = -70 \text{ рад/с}. \end{aligned}$$

Из рис. 3 видно, что движение манипулятора асимптотически приближается к траектории, смещенной относительно отслеживаемой по первой координате на величину -48π рад, а по второй координате – на величину -16π рад. Как показал численный расчет, величина смещения от отслеживаемой траектории зависит от начальных отклонений по положению и скорости звеньев манипулятора от отслеживаемой траектории, а также от значений параметров коэффициентов управления.

Заключение. Новизна полученного в данной статье закона управления состоит в учете свойства цилиндричности фазового пространства, что позволило решить задачу отслеживания не одной траектории манипулятора, а целого семейства траекторий, отличающихся на величину, кратную 2π . Полученный в статье закон управления является ограниченным по координате x , выражающей отклонение движения от отслеживаемой траектории. Таким образом, при больших отклонениях от отслеживаемой траектории по координате и скорости полученный в статье закон управления остается ограниченным по координате заранее известной постоянной, что позволяет уменьшить энергозатраты на реализацию этого закона.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Spong M., Hutchinson S., Vidyasagar M. Robot Modeling and Control. New York: John Wiley and Sons, 2006.
- [2] Nicosia S., Tomei P. Robot control by using only joint position measurements // IEEE Transactions on Automatic Control. Vol. 35. 1990. P.1058–1061.
- [3] Хусанов Д.Х., Юсупова З.С. О стабилизации положения равновесия перевернутого маятника без измерения скоростей // Динамические системы: устойчивость, управление, оптимизация = Dynamical systems: stability, control, optimization. Материалы Междунар. науч. конф. памяти профессора Р. Ф. Габасова. Минск. 5 – 10 окт. 2021 г. Белорус, гос. ун-т. Минск: Изд. центр БГУ, 2021. С. 192–194.
- [4] Хусанов Д.Х., Юсупова З.С., Ахматов А.А. Об управлении движениями пятизвенного манипулятора // Устойчивость и колебания нелинейных систем управления (конференция Пятницкого) // Материалы XVI Междунар. научн. конф. 1–3 июня. 2022 г., М.: ИПУ РАН, 2022. С. 501–505.
- [5] Хейл Дж. Теория функционально-дифференциальных уравнений. М.: Мир, 1984. –421 с.
- [6] Хусанов Д.Х. О конструктивной и качественной теории функционально-дифференциальных уравнений. Ташкент: Фан, 2002. – 256 с.
- [7] Loria A. Observers are unnecessary for output-feedback control of Lagrangian systems // IEEE Transactions on Automatic Control, Institute of Electrical and Electronics Engineers. Vol. 61. 2016. P. 905–920.
- [8] Rascon R., Moreno-Valenzuela J. Output feedback controller for trajectory tracking of robot manipulators without velocity measurements nor observers // IET Control Theory and Applications. Vol. 14. 2020. P. 1819–1827.
- [9] Romero-Velazquez J. G., Sarras I., Ortega R. A globally exponentially stable tracking controller for mechanical systems using position feedback // in Proc. IEEE American Control Conference. Washington. DC, USA. 2013. P. 4976–4981.
- [10] Andreev A.S., Peregudova O.A. On global trajectory tracking control of robot manipulators in cylindrical phase space // International Journal of Control. Vol. 93. 2020. No 12. P. 3003–3015.
- [11] Mirsaidov M.M., Sultanov T.Z., Rumi D.F. An assessment of dynamic behavior of the system "structure - Foundation" with account of wave removal of energy. Magazine of Civil Engineering. 2013. 39(4). P. 94–105. DOI: 10.5862/MCE.39.10

Дата поступления
16.01.2023

Хусанов Д.Х., Латипова З.С. Тезлики ўлчамасдан манипуляторнинг глобал траекториясини кузатиш

Аннотация: Мақолада тезлики ўлчамасдан манипуляторнинг траекториясини глобал кузатиш масаласи ечилган. Ҳолатига кўра тескари алоқа динамикасига эга бўлган бошқарув қонуни қурилган. Манипулятор бўғинларининг тезликлари ҳақидаги этишмайдиған маълумотларни тақсимлаш имконини берувчи филтр ўзгарувчиси бошқарув тузилмасига киритилади. Масала лимитли тенгламалар назарияси ёрдамида Ляпунов функциялари усули асосида ечилган. Олинган ечимнинг янгилиги шундан иборатки, бунда бошқарув тузилмасида бўғинларнинг бурчак координаталарига нисбатан манипулятор динамикаси тенгламаларининг давраийлик хоссаси ҳисобга олинган. Уни амалга оширишда энергия харажатларини камайтириш имконини берувчи ҳолати бўйича чекли бошқарув қонуни олинган.

Калит сўзлар: кўп бўғинли робот-манипулятор; ҳаракатни бошқариш; траекторияни кузатиш; Ляпунов функцияси; асимптотик турғунлик; глобал тортишиш; цилиндрсимон фазали фазо.

Khusanov D.Kh., Latipova Z.S. Global trajectory tracking control of a robotic manipulator without velocity measurement

Abstract: The paper gives a solution to the global trajectory tracking control problem of a robotic manipulator without velocity measurements. A control law with dynamic position feedback has been obtained. A filter variable has been added to the control structure, which allows us to compensate for the missing information about the velocities of the manipulator links. The problem is solved on the basis of the Lyapunov functions method by using the theory of the limiting equations. The novelty of the obtained solution lies in the fact that the control structure takes into account the property of the periodicity of the dynamics equations with respect to the angular coordinates of the manipulator links. A control law limited in position has been obtained, which makes it possible to reduce the energy costs for its implementation.

Keywords: multi-link robotic manipulator; motion control; trajectory tracking; Lyapunov function; asymptotic stability; global attraction; cylindrical phase space.

УДК 531.36:539.37

УСТОЙЧИВОСТЬ ДВИЖЕНИЯ АВТОМОБИЛЯ С УЧЕТОМ УПРУГОСТИ И ДЕФОРМИРУЕМОСТИ ШИН

Дусматов О.М.¹, Маматкабиллов А. Х.²

¹Самаркандский государственный университет, Самарканд, Узбекистан

²Термезский государственный университет, Термез, Узбекистан

E-mail: dusmatov62@bk.ru, abdilmajid@mail.ru

Аннотация: В статье рассмотрена задача устойчивости движений автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин. Разработан алгоритм исследования устойчивости движения автомобиля с учетом поперечного и продольного углов крена кузова автомобиля с целью определения рациональных значений конструктивных параметров. С помощью численного эксперимента определены области устойчивости и рациональные значения параметров системы.

Ключевые слова: математическая модель; вычислительный эксперимент; движение автомобиля; упругость; деформация; устойчивость; управляемость; характеристическое уравнение; рациональное значение.

Введение. Теоретическим и экспериментальным исследованиям устойчивости движения колесных транспортных машин посвящено большое количество работ отечественных и зарубежных авторов.

В статье [1] рассматривается задача об аналитическом исследовании влияния технического состояния системы на устойчивость движения автомобиля. Исследуется процесс движения по поперечному уклону при возмущенном состоянии подвески. В качестве оценочных параметров устойчивости движения предложено использовать величины бокового смещения, угла поворота и времени переходного процесса угловой скорости.

В работе [2] разработана математическая модель движения многоосных колесных машин (МКМ), особенностью которой является то, что скорость машины задается не принудительно, а формируется силами взаимодействия вращающихся колесных движителей с опорным основанием. Это позволяет получить высокую точность при моделировании реальных процессов движения МКМ по неровностям. Разработанная модель может быть применена для исследования различных законов управления подвеской многоосных колесных машин.

Разработана математическая модель в программной среде Matlab Simulink прямолинейного движения колесной машины на примере трехосного автомобиля с мостовой схемой подвески и с балансирными связями осей [3]. Методами имитационного моделирования подтверждена работоспособность разработанной математической модели.

Одним из важных и актуальных направлений исследований является имитационное моделирование в масштабе реального времени движения колесных роботов в системах виртуального окружения [4]. Рассматриваемая проблема приводит к постановке задачи моделирования динамики подвесок колес с учетом влияния рессор, электроприводов и т.д. В работе [4] для решения этой задачи был задействован метод последовательных импульсов, предназначенный для моделирования динамики системы шарнирно связанных тел, с помощью которой описываются основные типы независимых подвесок колес. Предлагаемое решение основано на последовательном вычислении импульсов, которые обеспечивают выполнение ограничений, накладываемых на координаты и скорости тел.

Статья [5] посвящена теме имитационной модели ТС 4WD, оснащенной Torsen и открытыми дифференциалами в ведущих осях. Для создания полной модели транспортного средства программным обеспечением Matlab Simulink построены подмодели двигателя, кузова, шин, дифференциала и других компонентов системы трансмиссии. Автором были представлены и проанализированы некоторые результаты моделирования характеристик ТС с использованием открытого и Torsen дифференциала, когда ТС ускоряется с места на дороге с разделенным коэффициентом трения между левым и правым колесами.

В работах [6,7] рассмотрена задача разработки математической модели движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин.

Несмотря на многочисленные исследования по определению условия устойчивости движения колесных транспортных машин и изучению влияния конструктивных параметров машины и шин на устойчивость движения, актуальными остаются выбор рациональной математической модели, оптимальных алгоритмов, создание программно-инструментальной системы для автоматизации исследования устойчивости движения динамической системы, в частности, колесных транспортных машин.

Целью данной статьи является исследование устойчивости движения автомобиля при различных значениях параметров системы и определение рациональных параметров.

Задача об устойчивости равномерного движения автомобиля любой конструкции по шероховатой горизонтальной плоскости сводится к задаче об устойчивости тривиального решения системы n однородных линейных дифференциальных уравнений второго порядка с постоянными коэффициентами вида

$$A\ddot{x} + B\dot{x} + Cx = 0, \quad (1)$$

где $A=(a_{ij})_{NXN}$, $B=(b_{ij})_{NXN}$, $C=(c_{ij})_{NXN}$ – постоянные матрицы коэффициентов, $x=(x_1, x_2, \dots, x_n)^T$ – вектор-столбец конфигурационных (обобщенных) координат автомобиля.

Эксплуатационные качества систем с качением определяются многими характеристиками, относящимися к надежности, долговечности, устойчивости движения, управляемости, маневренности и т.д. Параметры многочисленных узлов и деталей системы с качением обычно стараются подобрать так, чтобы показатели качества были оптимальными. При решении этой сложной задачи конструктору приходится часто удовлетворять противоречивым требованиям, поэтому очень важно знать заранее, в каких пределах можно изменить тот или иной параметр без ухудшения характеристик будущей модели.

При конструировании любой модели автомобиля некоторое число его постоянных параметров, например, коэффициенты упругости шин колес и рессор, различные линейные размеры, характеризующие автомобиль и т.п., остаются произвольными, т. е. их значения могут быть выбраны по усмотрению конструктора в некоторых допустимых пределах. Пусть такими параметрами являются $\alpha, \beta, \gamma, \dots, \tau, \nu$. Обычно эти параметры входят в коэффициенты системы (1), т.е.

$$a_{ij} = a_{ij}(\alpha, \beta, \gamma, \dots, \tau, \nu), \quad b_{ij} = b_{ij}(\alpha, \beta, \gamma, \dots, \tau, \nu), \quad c_{ij} = c_{ij}(\alpha, \beta, \gamma, \dots, \tau, \nu).$$

Характеристическим уравнением системы (1) является в общем случае полиномиальное уравнение $2n$ -й степени:

$$f_0(\lambda) = d_0 \lambda^{2n} + d_1 \lambda^{2n-1} + \dots + d_{2n-1} \lambda + d_{2n} = 0, \quad (2)$$

которое получается из детерминантного уравнения

$$|A\lambda^2 + B\lambda + C| = 0,$$

по формуле

$$d_t = \sum_{t=2n-2p-q}^{p+q+r=n} \det[a_{i_1} a_{i_2} \dots a_{i_p} b_{j_1} b_{j_2} \dots b_{j_q} c_{k_1} c_{k_2} \dots c_{k_r}], \quad (3)$$

$$t = \overline{0, 2n}, p = \overline{0, n}, q = \overline{0, n}, r = \overline{0, n},$$

где $[a_{i_1} a_{i_2} \dots a_{i_p} b_{j_1} b_{j_2} \dots b_{j_q} c_{k_1} c_{k_2} \dots c_{k_r}]$ означает матрицу, первый, второй и т.д. столбцы которой представляют собой $i_1, i_2, \dots, i_p$ -е столбцы матрицы A; $p+1$ -й, $p+2$ -й и т.д. $p+q$ -й столбцы $-j_1, j_2, \dots, j_q$ -е столбцы матрицы B; $p+q+1, p+q+2, \dots, p+q+r=n$ -е столбцы $-k_1, k_2, \dots, k_r$ -е столбцы матрицы C. В зависимости от значений элементов матриц A, B, C степень характеристического многочлена может быть $\leq 2n$, а также он может иметь определенное число нулевых корней. Так как в неголономных механических системах состояния равновесия образуют многообразие и нулевые корни характеристического уравнения не влияют на устойчивость многообразия состояний равновесия [8], то в данном алгоритме степень характеристического полинома уменьшается на число его нулевых корней. С учетом этих обстоятельств характеристическое уравнение окончательно приводится к виду

$$f(\lambda) = d_0 \lambda^m + d_1 \lambda^{m-1} + \dots + d_{m-1} \lambda + d_m = 0, \quad (4)$$

где $m \leq 2n$, $d_0 d_m \neq 0$.

Алгоритм основан на построении так называемого обобщенного ряда Штурма [9].

В случае одинаковых радиусов колес ($r=r_1=r_2=r_3=r_4$) кинематические уравнения движения автомобиля будут иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} \dot{x} - (\ell_1 + L_1) \dot{\theta} - r \dot{\psi} + \gamma_0 r \dot{\xi}_1 + \dot{\xi}_1 + V \theta + V \vartheta_1 + V \varphi_1 &= 0, \\ \dot{\theta} + \dot{\xi}_1 + \dot{\phi}_1 - \alpha_1 V \xi_1 + \beta_1 V \varphi_1 + \gamma_1 V \psi - \gamma_0 \gamma_1 V \vartheta_1 &= 0, \\ r \omega + \dot{\eta}_1 + [1 + \lambda_1 \eta_1 - \nu_1(r_0 - r)] [\dot{y} - (\ell_3 + \beta_0 r) \dot{\xi}_1] &= 0, \\ \dot{x} - (\ell_1 - L_1) \dot{\theta} - r \dot{\psi} + \gamma_0 r \dot{\xi}_2 + \dot{\xi}_2 + V \theta + V \vartheta_2 + V \phi_2 &= 0, \\ \dot{\theta} + \dot{\xi}_2 + \dot{\phi}_2 - \alpha_2 V \xi_2 + \beta_2 V \phi_2 + \gamma_2 V \psi - \gamma_0 \gamma_2 V \vartheta_2 &= 0, \\ \omega r + \dot{\eta}_2 + [1 + \lambda_2 \eta_2 - \nu_2(r_0 - r)] [\dot{y} + (\ell_3 + \beta_0 r) \dot{\xi}_2] &= 0, \\ \dot{x} + (\ell_2 - \beta r) \dot{\theta} + \dot{\xi}_3 + V \theta + V \varphi_3 &= 0, \\ \dot{\theta} + \dot{\phi}_3 - \alpha_3 V \xi_3 + \beta_3 V \varphi_3 + \gamma_3 V \beta &= 0, \\ \omega r + \dot{\eta}_3 + [1 + \lambda_3 \eta_3 - \nu_3(r_0 - r)] [\dot{y} - L_1 \dot{\theta}] &= 0, \\ \dot{x} + (\ell_2 + \beta r) \dot{\theta} + \dot{\xi}_4 + V \theta + V \varphi_4 &= 0, \\ \dot{\theta} + \dot{\phi}_4 - \alpha_4 V \xi_4 + \beta_4 V \varphi_4 - \gamma_4 V \beta &= 0, \\ \omega r + \dot{\eta}_4 + [1 + \lambda_4 \eta_4 - \nu_4(r_0 - r)] [\dot{y} + L_1 \dot{\theta}] &= 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Предположим, что имеет место:

$$\begin{aligned} 2\xi_n &= \xi_1 + \xi_2, \quad 2\xi_3 = \xi_3 + \xi_4, \quad 2\varphi_n = \varphi_1 + \varphi_2, \quad 2\varphi_3 = \varphi_3 + \varphi_4, \quad 2\eta_n = \eta_1 + \eta_2, \quad 2\eta_3 = \eta_3 + \eta_4, \\ \vartheta_1 &= \vartheta_2 = \vartheta, \quad \alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_n, \quad \beta_1 = \beta_2, \quad \gamma_1 = \gamma_2, \quad \alpha_3 = \alpha_4, \quad \beta_3 = \beta_4, \quad \gamma_3 = \gamma_4, \quad a_3 = a_4, \quad b_3 = b_4, \\ a_1 &= a_2, \quad b_1 = b_2, \quad \sigma_1 = \sigma_2, \quad \sigma_3 = \sigma_4, \quad \rho_3 = \rho_4, \quad \rho_1 = \rho_2, \quad 2\beta_1 = \beta_n, \quad \gamma_n = 2\gamma_1, \quad 2\alpha_3 = \alpha_3, \quad 2\beta_3 = \beta_3, \\ 2\gamma_3 &= \gamma_3, \quad a_3 = 2a_3, \quad b_3 = 2b_3, \quad a_n = 2a_2, \quad b_n = 2b_1, \quad \sigma_n = 2\sigma_1, \quad \sigma_3 = 2\sigma_3, \quad \rho_3 = 2\rho_3, \quad \rho_n = 2\rho_1. \end{aligned}$$

Смысл этих параметров дан в работе [10].

Тогда кинематические уравнения (5) будут следующими:

$$\begin{aligned} \dot{x} - \ell_1 \dot{\theta} - r \dot{\psi} + \gamma_0 r \dot{\xi}_n + \dot{\xi}_n + V \theta + V \vartheta + V \phi_n &= 0, \\ \dot{\theta} + \dot{\xi}_n + \dot{\phi}_n - \alpha_n V \xi_n + \beta_n V \phi_n + \gamma_n V \psi - \gamma_0 \gamma_n V \vartheta &= 0, \\ r \omega + \dot{\eta}_n + [1 + \lambda_n \eta_n - \nu_n(r_0 - r)] \dot{y} &= 0, \\ \dot{x} + \ell_2 \dot{\theta} + \dot{\xi}_3 + V \theta + V \phi_3 &= 0, \\ \dot{\theta} + \dot{\phi}_3 - \alpha_3 V \xi_3 + \beta_3 V \phi_3 &= 0, \\ \omega r + \dot{\eta}_3 + [1 + \lambda_3 \eta_3 - \nu_3(r_0 - r)] \dot{y} &= 0. \end{aligned} \quad (6)$$

Динамические уравнения движения автомобиля имеют вид [10]:

$$\begin{aligned}
& m\ddot{x} + J_{x\theta}\ddot{\theta} + a_1\xi_1 + a_2\xi_2 + a_3\xi_3 + a_4\xi_4 + h_{11}\dot{\xi}_1 + h_{12}\dot{\xi}_2 + h_{13}\dot{\xi}_3 + h_{14}\dot{\xi}_4 + \sigma_1 N_1\psi + \sigma_2 N_2\psi + \\
& + \sigma_3 N_3\beta - \sigma_4 N_4\beta - \gamma_0\sigma_1 N_1\vartheta_1 - \gamma_0\sigma_2 N_2\vartheta_2 + h_{21}\dot{\psi} - \gamma_0 h_{21}\dot{\vartheta}_1 + h_{22}\dot{\psi} - \gamma_0 h_{22}\dot{\vartheta}_2 = 0, \\
& m\ddot{y} + J_{y\theta}\ddot{\theta} + J_{y\vartheta_1}\ddot{\vartheta}_1 + J_{y\vartheta_2}\ddot{\vartheta}_2 - k_{\tau_1}\eta_1 - k_{\tau_2}\eta_2 - k_{\tau_3}\eta_3 - k_{\tau_4}\eta_4 = 0, \\
& m\ddot{z} + h_3\dot{z} + (k_3 + 4c_\theta)z + \gamma_0[J_{z\vartheta_1}m_{21}\ddot{\vartheta}_1 + J_{z\vartheta_2}m_{22}\ddot{\vartheta}_2] + J_{z\psi}\ddot{\psi} = 0, \\
& J_1\ddot{\theta} + J_{x\theta}\ddot{x} + J_{y\theta}\ddot{y} + A_1\ddot{\vartheta}_1 + A_2\ddot{\vartheta}_2 - \beta C_3\ddot{\Delta}_3 + \beta C_4\ddot{\Delta}_4 + [(\ell_1 + L_1)h_{21} + (\ell_1 - L_1)h_{22}]\dot{\psi} + \\
& + [(\ell_1 + L_1)\sigma_1 N_1 + (\ell_1 - L_1)\sigma_2 N_2]\psi - \gamma_0(\ell_1 + L_1)h_{21}\dot{\vartheta}_1 - \gamma_0(\ell_1 + L_1)\sigma_1 N_1\vartheta_1 - \\
& - \gamma_0(\ell_1 - L_1)h_{22}\dot{\vartheta}_2 - \gamma_0(\ell_1 - L_1)\sigma_2 N_2\vartheta_2 - b_1\varphi_1 - b_2\varphi_2 - b_3\varphi_3 - b_4\varphi_4 - h_{51}\dot{\varphi}_1 - h_{52}\dot{\varphi}_2 - \\
& - h_{53}\dot{\varphi}_3 - h_{54}\dot{\varphi}_4 + (\ell_1 + L_1)(a_1\xi_1 + h_{11}\dot{\xi}_1) + (\ell_1 - L_1)(a_2\xi_2 + h_{12}\dot{\xi}_2) - (\ell_2 - \beta r_3)(a_3\xi_3 + h_{13}\dot{\xi}_3) - \\
& - (\ell_2 + \beta r_4)(a_4\xi_4 + h_{14}\dot{\xi}_4) - [(\ell_2 - \beta r_3)\sigma_3 N_3 + (\ell_2 + \beta r_4)\sigma_4 N_4]\beta = 0, \\
& J_3\ddot{\psi} + [h_1 + (h_{41} - r_1 h_{21}) + (h_{42} - r_2 h_{22})]\dot{\psi} + [k_1 + (\rho_1 + \sigma_1 r_1)N_1 + (\rho_2 + \sigma_2 r_2)N_2]\psi + J_{z\psi}\ddot{z} + \gamma_0 J_{\psi\vartheta_1}\ddot{\vartheta}_1 + \\
& + \gamma_0 J_{\psi\vartheta_2}\ddot{\vartheta}_2 + (a_1 r_1 + \sigma_1 N_1)\xi_1 + (a_2 r_2 + \sigma_2 N_2)\xi_2 + (h_{31} + r_1 h_{11})\dot{\xi}_1 + (h_{32} + r_2 h_{12})\dot{\xi}_2 - \gamma_0(\rho_1 + \sigma_1 r_1)\vartheta_1 - \\
& - \gamma_0(h_{41} + r_1 h_{21})\dot{\vartheta}_1 - \gamma_0 N_2(\rho_2 + \sigma_2 r_2)\vartheta_2 - \gamma_0(h_{42} + r_2 h_{22})\dot{\vartheta}_2 = 0, \\
& J_{21}\ddot{\vartheta}_1 + h_2^1\dot{\vartheta}_1 + k_2^1\vartheta_1 + J_{y\vartheta_1}\ddot{y} + A_1\ddot{\theta} + \gamma_0 J_{z\vartheta_1}\ddot{z} + \gamma_0 J_{\psi\vartheta_1}\ddot{\psi} - \gamma_0(h_{41} + h_{21}r_1)\dot{\psi} - \gamma_0 N_1(\rho_1 + \sigma_1 r_1)\psi - \\
& - \beta_0 C_1\ddot{\Delta}_1 - b\varphi_1 - h_{51}\dot{\varphi}_1 - \gamma_0(r_1 h_{11} + h_{31})\dot{\xi}_1 - \gamma_0(a_1 r_1 + \sigma_1 N_1)\xi_1 + (\ell_3 + \beta_0 r_1)k_{\tau_1}\eta_1 = 0, \\
& J_{22}\ddot{\vartheta}_2 + h_2^2\dot{\vartheta}_2 + k_2^2\vartheta_2 + J_{y\vartheta_2}\ddot{y} + A_2\ddot{\theta} + \gamma_0 J_{z\vartheta_2}\ddot{z} + \gamma_0 J_{\psi\vartheta_2}\ddot{\psi} - (h_{42} + r_2 h_{22})\dot{\psi} - (\rho_2 + \sigma_2 r_2)N_2\psi - \\
& - \beta_0 C_2\ddot{\Delta}_2 - b_2\varphi_2 - h_{52}\dot{\varphi}_2 - (\ell_3 + \beta_0 r_2)k_{\tau_2}\eta_2 - \gamma_0[(a_2 r_2 + \sigma_2 N_2)\xi_2 + (h_{32} + r_2 h_{12})\dot{\xi}_2] = 0, \\
& C_1\ddot{\Delta}_1 - \beta_0 C_1\ddot{\vartheta}_1 - (\mu_1 N_1 - r_1 k_{\tau_1})\eta_1 = 0, \\
& C_2\ddot{\Delta}_2 + \beta_0 C_2\ddot{\vartheta}_2 - (\mu_2 N_2 - r_2 k_{\tau_2})\eta_2 = 0, \\
& C_3\ddot{\Delta}_3 - \beta C_3\ddot{\theta} - (\mu_3 N_3 - r_3 k_{\tau_3})\eta_3 = 0, \\
& C_4\ddot{\Delta}_4 + \beta C_4\ddot{\theta} - (\mu_4 N_4 - r_4 k_{\tau_4})\eta_4 = 0.
\end{aligned} \tag{7}$$

Совместно уравнения (5) и (7) являются математической моделью прямолинейного движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин.

Дальнейшее уточнение математической модели зависит от тех или иных предположений о характере деформации пневматика, который определяется путём проведения вычислительных экспериментов.

С целью определения рациональных значений параметров проведен вычислительный эксперимент по исследованию задач об устойчивости прямолинейного движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин, поперечного и продольного углов крена кузова автомобиля [11].

С помощью вычислительного эксперимента на ЭВМ было изучено влияние на устойчивость движения автомобиля, в том числе на границу области устойчивости, следующих конструктивных параметров автомобиля и шины: h_1 —коэффициента демпфирования в системе рулевого управления; V — скорости движения автомобиля, m —массы автомобиля; m_1 —массы кузова автомобиля; m_2 —массы колес автомобиля; l —расстояния от центра масс передней подвески до центра шкворня; l_3 —расстояния от центра шкворня до центра колеса ($L_1=l+l_3$ —полуколея автомобиля); l_1 —расстояния от центра масс автомобиля до его передней оси; l_2 —расстояния от центра масс автомобиля до его задней оси ($L=l_1+l_2$ —база автомобиля); γ_0 —угла продольного наклона шкворня; β_0 —угла поперечного наклона шкворня, K_1 —коэффициента угловой жесткости системы рулевого управления; K_2 —коэффициента угловой

жесткости передней подвески; $h_{ш}$, h_a , h_{pc} – внутреннего сопротивления соответственно шины, амортизатора и рессор; h_c – коэффициента вязкого трения стержневого устройства, C_{pc} – коэффициента упругости рессор; $C_{ш}$ – радиальной жесткости шины; L_{hc} – расстояния от центра масс подвески до рессоры, a_1 и a_2 – коэффициентов боковой жесткости шины; b_1 и b_2 – коэффициентов угловой жесткости шин; α_1 и α_2 , β_1 и β_2 , γ_1 и γ_2 – кинематических параметров шин, σ_1 и σ_2 , ρ_1 и ρ_2 – коэффициентов упругости шин (индекс 1 относится к передним шинам, а индекс 2 – к задним шинам); внутреннего давления воздуха в шинах. Определены рациональные области устойчивости и рациональные значения конструктивных параметров системы.

В качестве исходных данных были выбраны следующие значения конструктивных параметров автомобиля и шин:

$r=0.392$ м, $N_{п}=800$ кг, $N_3=850$ кг, $p=2.0$ кг/см², $c_{ш}=26500$ кг/м, $h_{ш}=76$ кг·с/м при $f=8.5$ герц, $L_1=0.829\approx 0.83$ м, $L_{pc}=0.88$ м, $c_{pc}=6150$ кг/м, $k_1^1=2250$ кг·м/рад, $h_c=2$ кг·м·с, $k_2=1240$ кг·м/рад, $h_p=h_2=3.8$ кг·м/с, $\gamma_0=(1.5^\circ)\approx 0.0262$ рад, $\beta_0=0.07$ рад=4°, $l_3=0.142$ м, $c=0.615$ кг·м·с², $J_2=0.955$ кг·м·с², $J_\psi=J_3=16.835$ кг·м·с², $m=350$ кг·м⁻¹ с², $l_1=1.91$ м, $l_2=1.85$ м, $\alpha_1=40$ м⁻², $\alpha_3=48$ м⁻², $\beta_1=17$ м⁻¹, $\beta_3=14$ м⁻¹, $\gamma_1=1.2$, $\gamma_3=1.4$, $a_1=8000$ кг/м, $a_3=8500$ кг/м, $b_1=225$ кг·м/рад, $b_3=2000$, $\sigma_1=0.65$, $\sigma_3=0.5$, $\rho_1=0.21$ м, $\rho_3=0.18$ м, $\lambda_1=8$ м⁻¹, $\lambda_3=10$ м⁻¹, $\mu_1=1.2$, $\mu_3=1.4$, $A=0.145$ кг·м·с², $m_2=3.8$ кг·с²/м, $m_3=25$ кг·с²/м, $m_1=309.8$ кг·с²/м, $m=350$ кг·с²/м, $l_1=1.91$ м, $l_2=1.85$ м, $k_{t1}=6100$ кг/м, $k_{t3}=6500$ кг/м, $L=3.76$ м, $r_0=0.402$, $h_{aот}=171-230$ кг·с/м, $h_{acж}=53-76$ кг·с/м, $h_{11}=2.1$ кг·с/м, $h_{13}=2.2$ кг·с/м, $h_{21}=3.5$ кг·с, $h_{23}=3.7$ кг·м·с, $h_{31}=3.6$ кг·м·с, $h_{33}=3.75$ кг·м·с, $h_{41}=2.9$ кг·м·с, $h_{43}=2.15$ кг·м·с, $h_{51}=4.1$ кг·м·с, $h_{53}=4.25$ кг·м·с.

Вычислительным экспериментом исследовано влияние конструктивных параметров, кинематических параметров и коэффициентов упругости шин на устойчивость движения автомобиля при фиксированных номинальных значениях остальных параметров.

В данной работе исследование проведено при значениях угла продольного наклона шкворня $-9^\circ \leq \gamma \leq 9^\circ$ с шагом 3° , скорости движения автомобиля $10 \leq V \leq 250$ км/ч с шагом 10 км/час, коэффициента демпфирования системы рулевого управления $0 \leq h_1 \leq 18$ кг·м·с⁻¹/рад с шагом 2 кг·м·с⁻¹/рад, расстояния от центра масс передней подвески до центра шкворня $0.4 \leq l \leq 1.740$ м с шагом 0.335 м, коэффициента угловой жесткости передних и задних шин $0 \leq b_1 \leq 500$ кг·м·с⁻¹/рад с шагом 100 кг·м/рад и $0 \leq b_2 \leq 520$ кг·м·с⁻¹/рад с шагом 130 кг·м/рад, кинематических параметров передних шин $0 \leq \alpha_1 \leq 100$ м⁻² с шагом 10 м⁻² и $0 \leq \beta_1 \leq 85$ м⁻¹ с шагом 17 м⁻¹, кинематического параметра задних шин $0 \leq \alpha_2 \leq 120$ м⁻² с шагом 24 м⁻², внутреннего давления воздуха в шинах $1.4 \leq p \leq 2.6$ кг/см² с шагом 0.4 кг/см², нормальной нагрузки на колесо $200 \leq N \leq 600$ кг с шагом 200 кг, расстояния от центра шкворня до центра колеса $0 \leq l_3 \leq 0.352$ м с шагом 0.099 м, коэффициента жесткости системы рулевого управления $0 \leq K_1 \leq 6000$ кг·м/рад с шагом 400 кг·м/рад, $2 \leq \lambda_1 \leq 12$ м⁻¹, $1 \leq \lambda_3 \leq 16$ м⁻¹, $0.2 \leq \mu_1 \leq 1.8$, $0.2 \leq \mu_3 \leq 2.4$, $0.2 \leq h_{11} \leq 3.3$ кг·с/м, $0.2 \leq h_{13} \leq 4.4$ кг·с/м, $0.1 \leq h_{21} \leq 5.7$ кг·с, $0.3 \leq h_{23} \leq 5.9$ кг·м·с, $0.2 \leq h_{31} \leq 5.8$ кг·м·с, $0.12 \leq h_{33} \leq 4.75$ кг·м·с, $0.1 \leq h_{41} \leq 4.9$ кг·м·с, $0.2 \leq h_{43} \leq 5.15$ кг·м·с, $0.3 \leq h_{51} \leq 6.1$ кг·м·с, $0.1 \leq h_{53} \leq 6.25$ кг·м·с.

Построены области устойчивости движения автомобиля на плоскостях (l_1, a_1) , (α_1, β_1) , (V, h_1) , (h_{11}, h_{21}) , (h_{31}, h_{41}) , (h_1, h_{51}) и др.

При исследовании влияния давления воздуха в шинах и нормальной нагрузки на колесо значения параметров шины α , β , γ , σ , ρ , a , b взяты для соответствующих давлений воздуха в шине и нормальной нагрузки на колесо из [10].

Выводы. Результаты исследования устойчивости движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин позволяют сделать следующие выводы:

1. Кинематические параметры передних шин α_1 и β_1 значительно влияют на устойчивость движения автомобиля. При $\gamma_0 = -3^\circ$ и номинальных значениях остальных параметров автомобиля и шин движение автомобиля устойчиво при всех скоростях движения лишь при соотношениях параметров, приведенных в таблице.

Движение автомобиля устойчиво при соответствующих значениях α_1, β_1

$\alpha_1, \text{м}^{-2}$	20	40	60	80	100	120	140
$\beta_1, \text{м}^{-1}$	6÷11	6÷26	6÷41	6÷51	6÷66	6÷66	6÷66

Из результатов эксперимента по определению значений кинематических параметров в зависимости от нормальной нагрузки N на колесо и внутреннего давления воздуха p в шине известно, что при изменениях вышеуказанных величин в интервалах $200 \leq N \leq 600$ кг и $1.4 \leq p \leq 2.6$ кг/см² кинематические параметры α_1 и β_1 изменяются соответственно в пределах $25 \leq \alpha_1 \leq 45$ м⁻² и $12 \leq \beta_1 \leq 20$ м⁻¹. Следовательно, из таблицы следует, что движение автомобиля будет устойчивым при всех скоростях движения лишь при значениях $35 \leq \alpha_1 \leq 45$ м⁻², $19 \leq \beta_1 \leq 25$ м⁻¹.

2. Увеличение жесткости системы рулевого управления улучшает устойчивость движения автомобиля. Рациональное значение жесткости системы рулевого управления для рассматриваемой системы является $K_1 = 1100 \div 1250$ кг м/рад.

3. Колея автомобиля значительно влияет на устойчивость движения автомобиля. Увеличение колеи улучшает устойчивость движения автомобиля. Рациональным значением колеи рассматриваемой модели автомобиля является $l = 1.63 \div 1.80$ м. При этих значениях колеи движение автомобиля устойчиво при всех скоростях и $-3^\circ \leq \gamma_0 \leq 6^\circ$.

4. Увеличение значения коэффициента b_2 угловой жесткости задних шин (в отличие от передних шин) практически достаточно мало влияет на устойчивость движения автомобиля.

5. Увеличение коэффициента b_1 угловой жесткости передних шин (в отличие от задних шин) ухудшает устойчивость движения автомобиля и при $\gamma_0 = -3^\circ \div 3^\circ$ и $h_1 = 5$ кгм·с⁻¹/рад рациональным значением коэффициента угловой жесткости передних шин является $b_1 = 100 \div 130$ кгм/рад.

6. Для рассматриваемой системы рациональные значения параметров будут следующими: $A = 0.104$ кг·м·с², $B = 4.2$ кг·м·с², $D = 170$ кг·м·с², $J_4 = 0.13$ кг·м·с², $b_1 = 100 \div 130$ кгм/рад, $b_2 = 100 \div 130$ кг м/рад, $\alpha_1 = 35 \div 45$ м⁻², $\alpha_2 = 35 \div 45$ м⁻², $\beta_1 = 19 \div 25$ м⁻¹, $\beta_2 = 19 \div 25$ м⁻¹, $\gamma_1 = 1.9$ м⁻¹, $\rho = 0.19$ м, $\sigma = 0.5$, $h_1 = 8 \div 12$ кг м·с/рад, $h_2 = 170$ кг м·с/рад, $K_1 = 400 \div 1000$ кг м/рад, $K_2 = 30.0$ кгм/рад, $l = 0.8 \div 1.0$ м, $l_3 = 0.05 \div 0.09$ м, $L = 3.2 \div 3.41$ м, $l_1 = 1.0 \div 1.2$ м, $l_2 = 1.5 \div 1.7$ м, $m_1 = 120 \div 126$ кг·с²/м, $m_2 = 3.12 \div 3.64$ кг·с²/м, $m_3 = 12 \div 16$ кг·с²/м, $N = 450$ кг, $r = 0.360 \div 0.390$ м, $c_{ш} = 24500 \div 27000$ кг/м, $h_{ш} = 76 \div 80$ кг·с/м, $L_1 = 0.829 \div 1.10$ м, $L_{pc} = 0.7 \div 0.90$ м, $c_{pc} = 5000 \div 6200$ кг/м, $k_1^1 = 2000 \div 2250$ кг м/рад, $h_c = 1.5 \div 2.5$ кг м·с, $k_2 = 1100 \div 1300$ кг м/рад, $h_2 = 3.1 \div 3.8$ кг м/с, $\gamma_0 = 0.0175 \div 0.0262$ рад, $\beta_0 = 0.05 \div 0.14$ рад, $l_3 = 0.1 \div 0.142$ м, $C = 0.5 \div 0.7$ кг м·с², $J_2 = 0.7 \div 0.955$ кг м·с², $J_3 = 14.200 \div 17.835$ кг м·с², $m = 350$ кг с²/м, $l_1 = 1.5 \div 1.7$ м, $l_2 = 1.85 \div 2.20$ м, $a_1 = 6000 \div 8000$ кг/м, $a_3 = 6400 \div 8500$ кг/м, $\lambda_1 = 6 \div 8$ м⁻¹, $\lambda_3 = 8 \div 10$ м⁻¹, $\mu_1 = 0.8 \div 1.2$, $\mu_3 = 0.10 \div 1.4$, $k_{т1} = 5000 \div 6600$ кг/м, $k_{т3} = 5500 \div 6500$ кг/м, $h_{аот} = 171 \div 230$ кг·с/м, $h_{асж} = 53 \div 76$ кг·с/м, $h_{11} = 1.8 \div 2.1$ кг·с/м, $h_{13} = 1.9 \div 2.2$ кг·с/м, $h_{21} = 2.8 \div 3.5$ кг·с, $h_{23} = 3.1 \div 3.7$ кг м·с, $h_{31} = 3.2 \div 3.6$ кг м·с, $h_{33} = 3.1 \div 3.75$ кг м·с, $h_{41} = 2.4 \div 2.9$ кг м·с, $h_{43} = 1.9 \div 2.15$ кг м·с, $h_{51} = 3.7 \div 4.1$ кг м·с, $h_{53} = 3.6 \div 4.30$ кг м·с.

7. Коэффициенты упругости σ , ρ и кинематический параметр γ не влияет на устойчивость движения автомобиля. При расчете устойчивости движения их можно считать равными нулю. Подставляя $\sigma = 0$, $\rho = 0$ и $\gamma = 0$ в математические модели движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин, получим упрощенные математические модели движения.

Это означает, что кинематические связи

$$\dot{x}_i + \dot{\xi}_i + V\theta_i + V\varphi_i = 0, \quad \dot{\theta}_i + \dot{\varphi}_i - \alpha_i V\xi_i + \beta_i V\varphi_i + \gamma_i V\chi_i = 0, \quad (i = \overline{1, m})$$

при прямолинейном движении колесных транспортных машин будут иметь следующий вид:

$$\dot{x}_i + \dot{\xi}_i + V\theta_i + V\varphi_i = 0, \quad \dot{\theta}_i + \dot{\varphi}_i - \alpha_i V\xi_i + \beta_i V\varphi_i = 0 \quad (i = \overline{1, m}).$$

Силы и моменты сил реакций, действующие на колесо:

$$F_{xi} = a_i \xi_i + h_{1i} \dot{\xi}_i + \sigma_i N_i \chi_i + h_{2i} \dot{\chi}_i, \quad M_{yi} = -\sigma_i N_i \xi_i - h_{3i} \dot{\xi}_i - \rho_i N_i \chi_i - h_{4i} \dot{\chi}_i, \\ M_{zi} = b_i \dot{\varphi}_i + h_{5i} \dot{\varphi}_i \quad (i = \overline{1, 4}).$$

$$F_{zi} = -K_{r_i} r' - h_{6i} \dot{r}', \quad F_{yi} = K_{\tau_i} \eta_i, \quad M_{xi} = \mu_i N_i \eta_i,$$

содержащиеся в теории качения упругого пневматика Н.А.Фуфаева [8, 9], упрощаются и будут иметь следующий вид:

$$F_{xi} = a_i \xi_i + h_{1i} \dot{\xi}_i + h_{2i} \dot{\chi}_i, \quad M_{yi} = -\sigma_i N_i \xi_i - h_{3i} \dot{\xi}_i - h_{4i} \dot{\chi}_i, \\ M_{zi} = b_i \dot{\varphi}_i + h_{5i} \dot{\varphi}_i \quad (i = \overline{1, 4}). \\ F_{zi} = -K_{r_i} r' - h_{6i} \dot{r}', \quad F_{yi} = K_{\tau_i} \eta_i, \quad M_{xi} = \mu_i N_i \eta_i.$$

Следовательно, малое изменение угла χ (в рамках теории линейных колебаний) не влияет на динамику автомобиля и при расчетах устойчивости движения автомобиля по линейным уравнениям можно его не учитывать.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Тихов-Тинников Д.А., Федотов А.И., Алексеев А.В. Математическая модель процесса движения автомобиля по поперечному уклону // Международный журнал перспективных исследований. 2020. Т.10. №3. С. 83-98.
- [2] Жилейкин М. М., Сарач Е. Б. Математическая модель движения многоосной колесной машины с податливой на кручение несущей системой // Мат. моделир. и числ. Методы. Вып. 7. 2015. С. 17–40.
- [3] Алборова Ж.В. Исследование плавности хода колесной машины при прямолинейном движении по неровностям пути// Политехнический молодежный журнал. 2017. № 9. С. 1-10.
- [4] Страинов Е. В., Торгашев М. А. Моделирование динамики подвесок колесных роботов в системах виртуального окружения // Системы управления. Информационные технологии и вычислительные системы. 2019. №2. С. 23 – 30.
- [5] Нгуен Хак Минь, Нгуен Хак Туан. Моделирование 4wd транспортного средства, оснащенного дифференциалом torsen в ведущей оси //Universum: Технические науки. Ноябрь, 2019. №11(68).
- [6] Mamatkabilov A.X., Turaev Kh., Urunbayev E. Automation of output of mathematical model of movement of a car and deformation of its tires//International training-seminar on mathematics in conjunction with the joint mathematics meeting, 2011 between Samarkand state university and Malaysian mathematical sciences society 3-5 June 2011, Samarkand state university. P. 203–207.
- [7] Тураев Х.Т., Маматкабиров А.Х. Динамические уравнения криволинейного движения автомобиля // Научный вестник СамГУ. Самарканд. 2007. №5(45). С. 6–13.
- [8] Тураев Х.Т., Фуфаев Н.А., Мусарский Р.А. Теория движения систем с качением. Ташкент: Фан, 1987. – 158 с.
- [9] Неймарк Ю.И., Фуфаев Н.А. Динамика неголономных систем. М.: Наука. 1967. – 519 с.
- [10] Dusmatov O.M., Mamatkabilov A.Kh. Mathematical modeling of the curvilinear motion of the car, taking into account the elasticity and deformability of tires. Annali d'Italia (Italy's scientific journal) is a peer-reviewed European journal covering top themes and problems in various fields of science. 2022. №33. P. 34–47.
- [11] Mamatkabilov A.X., Nurmatov Z.O. Avtomobil harakatida shinalarning elastikligi va deformatsiyalanishini dampersiz yechish dasturiy ta'minoti. № DGU 10219. 2021.

Дата поступления
08.12.2022

Дусматов О.М., Маматкабиров А.Х. Шиналарнинг эластиклиги ва деформациясини ҳисобга олганда автомобиль ҳаракатини устуворлиги

Аннотация: Ишда шиналарнинг эластиклиги ва деформациясини ҳисобга олган ҳолда автомобиль ҳаракатининг устуворлиги масаласи қаралган. Конструктив параметрларнинг рационал қийматларини аниқлаш учун автомобилнинг кўндаланг ва бўйлама бурилиш бурчакларини ҳисобга олган ҳолда автомобиль ҳаракатининг устуворлигини текишириш алгоритми ишлаб чиқилган. Сонли экспериментлар ёрдамида устуворлик соҳалари ва система параметрларининг рационал қийматлари аниқланган.

Калит сўзлар: математик модел; сонли эксперимент; автомобиль ҳаракати; эластиклик, деформация, устуворлик; бошқарув; характеристик тенглама, рационал қиймат.

Dusmatov O.M., Mamatkabilov A.H. The stability of the car motion, taking into account the elasticity and deformation of the tires

Abstract: The issue of stability of car motion, taking into account elasticity and deformation of tires, has been considered in the work. In order to determine the rational values of the structural parameters, an algorithm for checking the stability of car motion, taking into account the transverse and longitudinal turning angles of the car, was developed. Using numerical experiments, stability areas and rational values of system parameters were determined.

Keywords: mathematical model; numerical experiment; car motion; elasticity, deformation, stability; control; characteristic equation, rational value.

ON THE PROSPECTIVE CHARACTERISTICS OF SEISMIC HAZARD TO BE USED IN DESIGN AND FOR RISK MITIGATION

Sokolov V.

*Seismic Hazard and Risk Expert, Geohazard Center; Saudi Geological Survey, Jeddah, Kingdom of Saudi Arabia
E-mail: Sokolov.V@sgs.gov.sa*

Abstract: Two characteristics of the multiple-site (MS) probabilistic seismic hazard assessment (PSHA) that may be used in earthquake engineering practice and seismic risk management along moderate-size territories are discussed. One characteristic is called as MS-PSHA value that is the annual rate of ground motion level exceedance in at least one site located within urban or industrial area. The second characteristic describes probability that specified ground motion level, for example design ground motion, will be exceeded at least once in at least fraction of the reference area during specified period of time. The characteristic is called as Fraction of Areal Exceedance (FAE).

Keywords: seismic hazard; multiple-site estimations; design ground motion; seismic risk.

Introduction. Consideration on earthquake and other effects in the design of new structures is mandated by modern building codes, which may be adopted as law by state governments. Codes for highway bridges, nuclear power plants, and other types of structures have been produced by various regulatory agencies. Specific seismic code regulations for design and constructions are, as usual, different in each country according to seismic activity, the education and experience of professionals, level of building technology, and socio-economic conditions [1].

The seismic code regulations specify the seismic ground motion at a site, used for the earthquake resistant design of a structure, so-called design earthquake (DE). The design earthquake in the most codes is represented by peak ground acceleration (PGA) and spectral response acceleration (SA) – amplitudes of response spectrum. Some codes, for example, the Eurocode EC-8 [2], the Chinese Code for Seismic Design [3], and Indian Code [4], specify fixed shape of design response spectra for selected range of natural frequencies of vibration and zone-dependent design value of ground acceleration.

In other codes (e.g., Taiwan [5] and Israel [6]), the shape and characteristics of design response spectrum are controlled by two parameters (so-called “anchor” points) - spectral response acceleration at 0.2 second S_{DS} and 1.0 second S_{D1} vibrational periods (Fig. 1).

The recent seismic design provisions in some countries (e.g., the U.S. [7] and Saudi Arabia [8]) are based on probability of building collapse during certain period to consider levels of seismic safety, i.e. annual probability of collapse. The concept of uniform probability of collapse resulted in development of so-called “risk-targeted” ground motions that are spectral response acceleration corresponding to one percent of building collapse in 50 years [9–11]. In this case, the shape of design response spectrum is also controlled by spectral response acceleration at 0.2 second and 1.0 second vibrational periods.

At present probabilistic seismic hazard assessment (PSHA) is a standard procedure for estimation of possible level of earthquake ground motion for the goals of earthquake engineering practice and seismic risk management. PSHA results in the evaluation of an annual frequency of exceedance (AFE) γ of a ground motion parameter y , that is $\gamma(Y>y)$ [12–15]. The return period T_γ is defined as the reciprocal of the annual frequency of exceedance, i.e. $T_\gamma=1/\gamma$. The term “return period” is more frequently used in seismic hazard assessments than the term “annual frequency of exceedance” due to convenience and usability. A plot showing the annual frequencies of exceedance estimated for different levels of ground motion parameter is referred to as “hazard curve”.

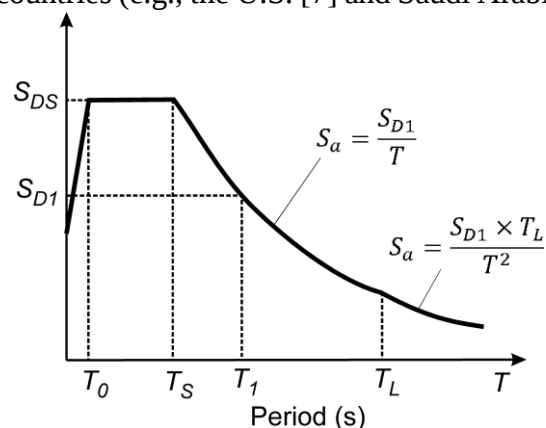


Fig. 1. Example of the design response spectrum constructed using two “anchor” points S_{DS} and S_{D1} . See corresponding codes (e.g. [7, 8]) for definition of other parameters

The methodological and practical aspects of PSHA are discussed in scientific and engineering communities for a long time (see Refs. [16–18], for the list of corresponding references). One of the shortcomings of classical point-wise (PW) PSHA is that the results contain no information about simultaneous ground motions at different sites located within a specific territory. As the consequence of the intrinsic feature of PW-PSHA, the probability that design ground motion threshold will be exceeded in some points of the territory (for example, in epicentral area) is not considered [19–21]. The issues of “unexpected” exceedances may be taken into account when applying “multiple-site” hazard assessment, that is estimation of ground motion with specific annual probability of exceedance in at least one of several sites of interest located within specified area [17, 19, 22]. Such areal estimates implicitly consider effects causing high level of ground motion at particular locations due to high positive values of ground motion variability.

Application of the multiple-site (MS) probabilistic seismic hazard estimations for a basis for design loads was discussed in works [17, 22]. It has been suggested applying the MS-PSHA for selection of design ground motions (DGM) for urban areas and for zones of particular economic and social importance. The MS-hazard estimations may provide a solid basis to the proposals for more stringent requirements to seismic design code provisions in urban areas that take into account high concentration of people and severe indirect damages [23–25].

Recently Wenzel and Sokolov [26] introduced parameter called as Fraction of Areal Exceedance (FAE) to describe in what fraction of the reference area the design ground motion (DGM) value may be exceeded during particular earthquake and how frequently the DGM (or any other ground motion level) may be exceeded. By definition, the parameter FAE specifies probability that particular level of ground motion will be exceeded at least once in at least the fraction (percentage from 0% to 100%) of the reference area during considered time period (e.g., 50 years). Sensitivity analysis of FAE considering various input characteristics that may influence on the FAE estimations was described in Ref. [27, 28]. In this article the examples of application of the areal characteristics of seismic hazard (MS-PSHA and FAE) are shown for Taiwan island that is one of most seismically active regions in the Earth.

Methodology. Probabilistic assessment of seismic hazard and design ground motion.

As it has been noted above, probabilistic seismic hazard assessment provides a basis for evaluation of design ground motion. A key element of seismic hazard assessment (SHA) is the consideration of uncertainties, which are classified as epistemic and aleatory [13, 14]. The epistemic uncertainty reflects the incomplete knowledge of the nature of all inputs to the assessment, the variability of the interpretation of available data, and the limitations of the technique applied for the analysis. Epistemic uncertainty is the dominate source of uncertainty in natural hazard assessment, and it can be incorporated into SHA using the logic tree method by the capture of a range of hypotheses (alternative models).

Aleatory uncertainty is related to the inevitable unpredictability regarding the nature of input parameters. In other words, the aleatory uncertainty describes the disagreement between observations and predictive models that is due to the absence of a physical explanation or due to variables that are not included in the predictive model. Additional explanatory variables need to be added to the model to represent repeatable (as opposed to random) influences on the parameter. Thus, the aleatory component of uncertainty may also reflect epistemic modelling uncertainty.

The design seismic action Y_0 is associated with a reference probability of exceedance $P_{te}[Y > Y_0]$ during the finite time period t_e (the exposure period). The reference probability of exceedance is calculated from the annual frequency of exceedance assuming that the earthquake occurrence obeys a Poisson process. It means that the occurrence of earthquakes is time independent (i.e., the probability of an earthquake occurrence in a time interval is related only to the time interval, that is, to the time duration), and the probability of more than one occurrence in a very short time interval is negligible. For Poisson occurrences, the probability of observing at least one exceedance of given ground motion level y in time interval t is equal to

$$P(Y > y, t) = 1 - \exp(-\gamma(Y > y) \times t). \quad (1)$$

If $\gamma(Y > y) \times t$ is small (less than approximately 0.1), then the probability can also be approximated by

$$P(Y > y, t) \cong \gamma(Y > y) \times t. \quad (2)$$

For $t=1$ year and small enough value of $\gamma(Y > y)$ the probability of at least one exceedance is numerically almost equal to the annual frequency of exceedance, however these quantities have different dimensions. Thus, a PSHA result is represented by the frequency of exceedance, the probability of exceedance, and the return period. A plot showing the calculated annual probabilities of exceedance ($t_e = 1$) versus ground motion parameter levels is also called as “hazard curve”.

Several design levels may be defined in seismic codes and this is basically an engineering and societal decision [14, 29, 30]. For example, if the ordinary structure (OS) is designed and constructed to withstand the design seismic action without local or global collapse, the recommended values for reference probability P_{OS} is 10% in a 50-yr exposure period of engineering interest, the correspondent return period is $T_{OS}=475$ yrs, and the annual frequency of exceedance is hence $\gamma_{OS}=0.002105$. As recounted by Bommer and Pinho [31], the reference probability 10% in a 50-yr exposure period, which is widely used in the major part of the world, was initially adopted based on rather arbitrary decisions. Note that for essential or hazardous facilities (EHF) much lower reference probability and annual frequency of exceedance may be used, for example $P_{EHF}=2\%$ in a 50-yr exposure period of engineering interest, the return period $T_{EHF}=2475$ yrs, and the annual frequency of exceedance is $\gamma = 0.000404$.

In the late 1990s and early 2000s the reference probability 2% in a 50-yr exposure period began to be considered for ordinary structures in some low- and moderate-seismicity regions, for example in the U.S. [10, 29, 32] and in Saudi Arabia [33]. The design ground motion is equal to 2/3 times the estimated ground-motion values for the 2% reference probability in a 50-yr exposure period that is called as the maximum considered earthquake (MCE) ground motion. The current seismic design provisions in the U.S. and Saudi Arabia are based on a 1% probability of building collapse in 50 years: so called risk-targeted maximum considered earthquake, or MCE_R [7-11, 34].

Correlation of ground-motion residuals. The areal estimations of seismic hazard require taking into account correlation of variability of ground motion parameters at several locations during particular earthquake (see review in Ref. [35], for details). The term “correlation of variability of ground motion parameters” (hereafter “ground-motion correlation”) describes similarity of difference (residuals) between the observations (parameters of ground motion records) and the results of modelling (ground motion prediction equations, GMPE), for different earthquakes (between-earthquake correlation) and different locations during single earthquake (within-earthquake spatial correlation).

Let us consider ground-motion parameter A generated by particular earthquake i at selected site. If the parameter A can be represented as lognormally distributed random variable, then the values of the parameter during m earthquakes at n locations is generally calculated as

$$\log A_{i,j} = f(e_i, p_{i,j}, s_{i,j}) + \eta_i + \varepsilon_{i,j}, \quad i = 1, 2, \dots, m; j = 1, 2, \dots, n, \quad (3)$$

where e_i describes the characteristics of earthquake source; $p_{i,j}$ - the characteristics of propagation path from earthquake i to site j ; $s_{i,j}$ - the effect of local site conditions during earthquake i at site j ; f is a function describing relationship between the median value of the logarithm of ground-motion parameter $\log \overline{A_{i,j}}$ on the magnitude, distance, local site conditions, etc, so-called ground motion prediction equation (GMPE). The random variables η_i and $\varepsilon_{i,j}$ represent between-earthquake and within-earthquake components of ground motion variability, which are independent and normally distributed with variances σ_η^2 and σ_ε^2 , respectively. Hence the total variance is $\sigma_T^2 = \sigma_\eta^2 + \sigma_\varepsilon^2$.

The between-earthquake correlation, that describes the similarity of ground-motion variability during different earthquakes at the same site, is determined by the relation between the components of ground-motion variability, as follows

$$\rho_\eta = \sigma_\eta^2 / (\sigma_\eta^2 + \sigma_\varepsilon^2) = \sigma_\eta^2 / \sigma_T^2, \quad (4)$$

where σ_η^2 , σ_ε^2 , and σ_T^2 are the between-earthquake, the within-earthquake, and the total variances of ground-motion variability, respectively. The within-earthquake spatial correlation, that describes similarity of ground motion variability during the same earthquake at different sites, is a function of separation distance Δ between the sites; and the correlation is represented by the site-to-site correlation coefficient $\rho_\varepsilon(\Delta)$. Consequently, the total correlation that describes the between-earthquake and the within-earthquake variations is

$$\rho_T(\Delta) = (\sigma_\eta^2 + \rho_\varepsilon(\Delta)\sigma_\varepsilon^2) / \sigma_T^2 = \rho_\eta + \rho_\varepsilon(\Delta)(\sigma_\varepsilon^2 / \sigma_T^2), \quad (5)$$

where ρ_η is the between-earthquake correlation coefficient; $\rho_\varepsilon(\Delta)(\sigma_\varepsilon^2 / \sigma_T^2)$ – is the within-earthquake site-to-site correlation coefficient.

In essence, the ground-motion correlation reflects a non-random component in the residuals. Several factors affecting the ground motion excitation and propagation are not accounted for by the used ground-motion model, and this is a source of non-random residuals. Thus, the ground-motion correlation constitutes epistemic uncertainty attributable to incomplete knowledge.

In this article we concern with within-earthquake spatial correlation that can be described by so-called site-to-site correlation coefficient $\rho_\varepsilon(\Delta)$, as a function of separation distance between the sites Δ ; for example, as

$$\rho_\varepsilon(\Delta) = \exp(a\Delta^b), \quad (6)$$

where a and b are the empirically derived region-dependent coefficients. The function decreases from ~ 1 at very small site-to-site distance (very close sites) to almost 0.0 for the sufficiently large site-to-site distance. In general, the level of within-earthquake spatial correlation is usually described by so-called correlation distance [36]. The correlation distance (CD) denotes the site-to-site distance, for which the correlation coefficient $\rho_\varepsilon(\Delta)$ decreases up to $1/e \approx 0.368$.

Analysis of within-earthquake correlation showed that correlation distance may vary in a broad range from 1-2 km to 30-40 km and even more [35]. The small value of correlation distance or low level of within-earthquake spatial correlation implies relatively high random variations of ground motion along an area, which result in the high difference between the recorded ground-motion values. Consequently, large correlation distances or high level of within earthquake spatial correlation denotes almost similar variations of ground motion along relatively wide area caused, for example, by similar geological conditions [37].

Technique of areal hazard calculations. The areal hazard estimations are performed using Monte-Carlo technique [17, 22, 38, 39]. A synthetic earthquake catalog, or a set of synthetic earthquake sub-catalogs, is generated for given seismic source parameters (geometry, magnitude recurrence, hypocentral depth). Characteristics of every seismic source zone (coefficients of recurrence relationship, maximum magnitude, hypocentral depth, etc.) may be considered as random variables. Thus, the set of sub-catalogs reflects epistemic uncertainty related to the input models. Every synthetic catalog represents one possible variant of seismic process compatible with knowledge about the regional seismicity and it has a specified duration and contains significant number of earthquakes that is determined by maximum magnitudes and recurrence relationships assigned to seismic source zones.

Distribution of ground motion values Y for each seismic event in each synthetic catalogue is calculated using specified ground motion prediction equation (GMPE) and ground motion residuals considering ground-motion correlation. The hazard curve, i.e. annual frequency of exceedance γ of each considered ground motion amplitude level y_k in particular site j , is constructed (1) by counting the number of exceedances $N_{k,j}(Y_j > y_k)$ in the generated ground motion database and (2) by dividing the number by the equivalent total duration T_{tot} of the generated seismic process

(T_{tot} =number of synthetic sub-catalogs x duration of the sub-catalog). Thus, the annual frequency of exceedance of the considered ground motion level y_k in a site of interest j is determined as

$$\gamma_{k,j}(Y_j > y_k) = N_{k,j}(Y_j > y_k)/T_{\text{tot}} \quad (7)$$

The level of hazard for specific annual frequency of exceedance or, that is more convenient, for specific return period T (e.g. 475 yrs or 2475 yrs) is calculated for every location j ; let us call the value as the design ground motion ($DGM_{T,j}$).

To perform the areal hazard estimations for specified reference area, the area is divided into n cells (sites). In the case of MS-PHSA, for every earthquake the ground motion values are calculated for all cells and only the maximum value from the set is considered irrespective of location. Thus, the procedure will estimate the annual rate of exceedance in *at least one* site of several sites of interest n as

$$\gamma_{k,\text{one}}(Y_{\text{max}} > y_k) = N_{k,\text{one}}(Y_{\text{max}} > y_k)/T_{\text{tot}}, \quad (8)$$

where $Y_{\text{max}} = \max(Y_{j=1}, Y_{j=2}, \dots, Y_{j=n})$.

To estimate the fraction of areal exceedance (FAE), firstly it is necessary to determine the design ground motion for specified return period T , that is DGM_T . The conventional point-wise PSHA calculations are performed and the hazard curves were constructed for the centres of all cells covered the reference areas. Design ground motion values $DGM_{T,j}$ were estimated for every cell, and the averaged value was assigned to the entire area as $DGM_{T,A} = (\sum_{j=1}^n DGM_{T,j})/n$, where n is the number of sites. Sokolov and Wenzel [27] analysed several variants of selection of design ground motion, namely: (1) the hazard level obtained for the centre of the area; (2) the average value of hazard levels estimated for all cells; (3) every cell is characterized by its own value of hazard level. It has been found, that the variants resulted in essentially the same estimations of fraction of areal exceedance, therefore the cells-averaged design ground motion is applied in this paper for the analysis.

Secondly, it is necessary to determine in how many cells ($N_{c,i,DGM}$) the specified design ground motion level (henceforth termed as DGM, except as noted) is exceeded during particular earthquake i without consideration where exactly within the reference area this may happen. In the case of non-zero $N_{c,i,DGM}$, the number is transformed into percentage fraction of the area as $Fr_{i,DGM} = 100 \times N_{c,i,DGM}/N_{c,\text{tot}}$, where $N_{c,\text{tot}}$ is the total number of cells. The accumulated values $Fr_{i,DGM}$ from all earthquakes in all sub-catalogs allow determining how many times the assigned DGM value is exceeded within every fixed percentage fraction fr_j (e.g., 1% for $j = 1$, 2% for $j = 2$, ..., and 99% for $j = 99$), that is $N_{fr_j,DGM}(Fr > fr_j)$. The annual frequency $\gamma_{fr_j,DGM}$ of at least one exceedance of the assigned DGM in at least the fraction fr_j of the considered area, is determined as

$$\gamma_{fr_j,DGM}(Fr > fr_j) = N_{fr_j,DGM}(Fr > fr_j)/T_{\text{tot}}. \quad (9)$$

The results obtained for all considered range of fractions (from 1% to 99%) were used for construction of the FAE hazard curves. Assuming Poisson occurrence of exceedances, probability of at least one exceedance of DGM in at least the fraction fr_j of the area during specified period of time t is calculates as

$$P_{fr_j,DGM}(Fr > fr_j, t) = 1 - \exp(-\gamma_{fr_j,DGM}(Fr > fr_j) \times t). \quad (10)$$

Input data and procedure of calculation. Probabilistic seismic hazard assessment is based on the seismic source characterization (SSC) model, which provides description of the spatial and temporal distribution of earthquakes in the region of interest, and ground motion characterization (GMC) model concerned with features of ground motion excitation and propagation in the terms of ground motion prediction equations (GMPE). Based on the seismicity distribution and

tectonic structure around Taiwan area, a zoning scheme of TWSSHAC project [40], shallow earthquake sources, is adopted as the SSC model (Fig. 2). For the GMC model, the GMPE developed for Taiwan region [41] was accepted; the model describes earthquake ground motion in terms of peak ground acceleration (PGA) for so-called average soil condition.

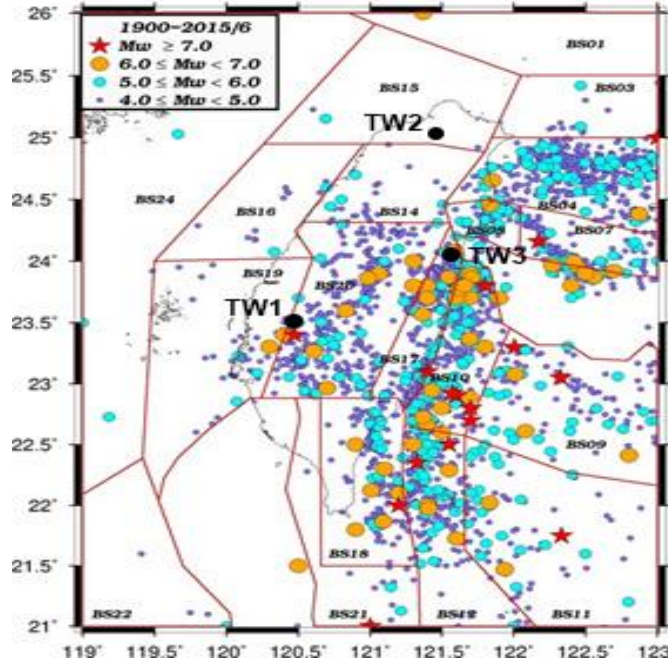


Fig. 2. Areal seismic sources in the Taiwan region, shallow seismicity [40]. The reference areas are shown as black circles

The following scheme of calculations is applied (see Ref. [27], for details). A set of synthetic earthquake sub-catalogs is generated for given characteristics of seismic source zones (the shape of the zone, earthquake recurrence, maximum magnitude and hypocentral depth) that are treated as random variables. For every sub-catalog the characteristics are determined as the mean value plus the random error value. For maximum magnitudes, the uniform distribution within the range $M_{MAX} - \Delta M \sim M_{MAX} + \Delta M$ is applied ($\Delta M = 0.25$); for the magnitude-frequency relation ($\log N_{m \geq M} = a - bM$), only b -value (slope) is considered as random variable with normal distribution [42]. Also, to take into account uncertainty in location of seismic source zones, the nodes of all zones are shifted jointly for every sub-catalog using randomly generated increment values Δx and Δy considering normal distribution for the increments between $-0.1 + 0.1$ decimal degrees. Thus every sub-catalog represents seismic process described by a unique combination of all input parameters reflecting epistemic uncertainty. At the same time, these sub-catalogs are compatible with current knowledge about regional seismicity.

Generation of parameters of every earthquake in the synthetic sub-catalogs is performed as follows. Firstly, location of each epicenter within the given seismic source zone is generated randomly assuming that any location within the source zone has an equal probability of being the epicenter of the next earthquake. Secondly, for generation of random depth value normal distribution between 5 km – 30 km is considered. Thirdly, the orientation and source dimensions are generated randomly based on corresponding probability distribution functions. The relationships determined by Vakov [43] are used for generation of random dimensions of earthquake source (the mean values from the relationship plus random residuals). Normal distribution is accepted for random azimuths of the source plane with assigned mean value and standard deviation of 5° .

Duration of every sub-catalog is accepted to be equal to 20,000 years and 100 sub-catalogs are generated producing total duration of seismic process $T_{tot} = 2,000,000$ years. As noted by Sokolov and Wenzel [29], the total duration of catalog should provide statistically reliable determination of low values of annual frequency of exceedance [38, 44]. At the same time, the number

of sub-catalogs should provide reliable representation of accepted continuous distributions of random input parameters. Generation of particular set of stochastic sub-catalogs may represent a source of epistemic uncertainty [45] that, in turn, requires corresponding sensitivity analysis. In this study the sensitivity analysis related to the duration and number of sub-catalogs is not performed assuming that 100 sub-catalogs with a duration each of 20,000 years meet the requirement of providing good statistics for the events with large return periods.

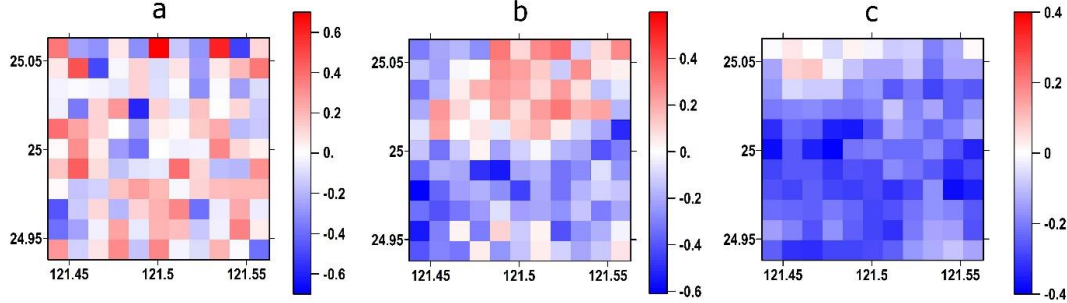


Fig. 3. Examples of distribution of residuals (log units) inside the reference area TW2 (see Fig. 1). (a) spatially uncorrelated ground motion; (b) correlation distance 5 km; (c) correlation distance 40 km

Three reference square areas with dimensions 12.5 km x 12.5 km are considered as follows (see Fig. 1): area TW1, location of the center 120.5E and 23.5N; area TW2, location of the center 121.5E and 25.0N; area TW3, location of the center 121.5E and 24.0N. The areas are divided into cells 1.25 km x 1.25 km, thus every reference area contains 100 cells. The earthquake ground motions are calculated from every event in each synthetic sub-catalog for the centers of the cells using selected GMPE and random residuals that are generated considering different ground-motion correlation models (Fig. 3). Within-earthquake site-to-site correlation is considered assuming correlation distances (CD) of 5 km and 40 km. The perfect site-to-site correlation ($\rho_\varepsilon(\Delta) = 1.0$ for all separation distances Δ) and spatially uncorrelated ground motion ($\rho_\varepsilon(\Delta) = 0.0$ for all separation distances Δ except $\rho_\varepsilon(\Delta) = 1.0$ for $\Delta = 0$ km) are considered also. These two extreme and unrealistic cases are included for comparative purposes.

Results and Discussion. Multiple-Site (MS) PSHA Estimations. Distribution of amplitudes of earthquake ground motion within an area depends not only on earthquake magnitude, distance, and local site conditions, but also on the spatial correlation of ground motion residuals (see Section 2.2). Let us analyse results of the MS-PSHA estimations for the considered reference areas, or the levels of ground motion that will be exceeded in at least one site inside the areas. Table 1 shows comparison of PGA values that are estimated for two return periods using the classical point-wise (PW-PSHA) approach and the multiple-site hazard estimation technique considering different levels of spatial correlation (correlation distances).

Table 1.

Comparison between the point-wise PSHA and the multiple-site PSHA estimates, PGA, cm/s², average soil

Return period, yrs	Classical PW (point-wise) PSHA	MS (multiple-site) PSHA			
		Correlation distance			
		Perfect spatial correlation	40 km	5 km	Spatially uncorrelated motion
	Reference area TW1				
475	370	510	680	910	1000
2475	620	830	1090	1430	1500
	Reference area TW2				
475	220	280	390	510	570
2475	350	470	630	820	900
	Reference area TW3				
475	480	670	880	1150	1290
2475	780	1050	1350	1750	1900

As can be seen from the table, the lower level of spatial correlation (the smaller correlation distances), the greater the difference between the point-wise estimates for individual sites and the multiple-site estimates (see also Ref. [22]). The spatially uncorrelated ground motion field is characterized by high fluctuation of ground motion amplitudes from one location to another, even for

neighbouring sites (see Fig. 3a). Thus, there is relatively high probability that earthquake ground motion will exceed the design level at particular isolated locations. Sokolov and Ismail-Zadeh [17] showed that MS-PSHA, when being performed for the standard return period 475 years for relatively small area that is less than 100 km², e.g. a zone of an industrial development or a city district, provides reasonable estimations of possible ground motions that may occur in epicentral areas during the earthquakes, magnitude of which is close to the maximum magnitude accepted in PSHA for the region. Besides the level of ground-motion correlation, the MS hazard estimations also depend on the size of area [17, 22] – the larger the area, the higher the MS hazard estimations.

Fraction of Areal Exceedance (FAE). Fig. 4 shows examples of the FAE hazard curves constructed for the reference area TW1 assuming different models of spatial correlation. Two design ground motion levels are used, namely: reference probabilities 10% and 2% in 50 years that correspond to return period 475 years (DGM_{475}) and 2475 years (DGM_{2475}), respectively. These DGM values are estimated applying classical PW-PSHA approach (Table 1). The curves clearly reflect general features of areal seismic hazard assessment (see also Ref. [27]). For the spatially uncorrelated ground motion field that is characterized by high fluctuation of ground motion amplitudes, there is relatively high probability that earthquake ground motion will exceed the design level at a small number of particular locations (small percentage of total area). However, the probability that the DGM level will be exceeded at several locations simultaneously is relatively low, and the probability rapidly decreases with the increase of number of the locations (larger percentage of total area).

The larger level of within-earthquake site-to-site correlation (i.e., the larger correlation distance in the spatial correlation model), the higher probability that the ground motion fluctuations will be similar by value at several neighbouring locations simultaneously. In the case of positive residuals, the amplitudes of ground motion at these locations will exceed the DGM level. At the same time, the amplitudes of fluctuations of ground motion from one location to another will not be frequently high that will reduce number of exceedances at particular isolated locations (small percentage), as compared with uncorrelated ground motions.

The FAE hazard curves may be used to estimate the least fraction of the studied area, in which design ground motion will be exceeded at least once with selected probability during considered period of time. The parameter may be characterized by corresponding return period, for example FAE_{475} or FAE_{2475} . It is seen from Fig. 4 that the corresponding design ground motion (DGM_{475}) will be exceeded with 10% probability at least once in 50 years in 22% to 42% fraction of the area depending on the ground motion correlation properties, i.e. $FAE_{475}|DGM_{475}=22\% - 42\%$. Here the boundary values correspond to extreme variants of within-earthquake correlation – spatially uncorrelated ground motion and perfect spatial correlation. Bearing in mind coincidence of exceedance probabilities (return periods) for design ground motion and for the least fraction, the fraction may be called as DGM-consistent FAE. Approximately similar FAE_{2475} values are obtained for DGM_{2475} , i.e. the design ground motion will be exceeded with 2% probability at least once in 50 years in 20%-40% fraction of the area. The estimations of FAE obtained for the reference areas TW2 and TW3 show analogous characteristics. Thus, there is no surprise to observe the cases of significant exceedance of design ground motion during real earthquakes [20, 21, 46].

The values $FAE_{475}|DGM_{2475}$ (Fig. 4, right plot, dashed curves) are larger than 50%. Note that parameter $FAE_{475}|DGM_{2475}$ implies that the least fraction is estimated for 10% probability of exceedance in 50 years (return period 475 years), while the design ground motion is accepted for 2% probability of exceedance in 50 years (return period 2475 years).

Selection of Optimal Design Ground Motion Level Using MS-PSHA and FAE. As can be seen from Fig. 4, the DGM-consistent FAE values for the reference area TW1, as well as for other areas, are larger than 20%. From the point of view of earthquake risk management, such territory (more than 20%) of urban area, in which the design ground motion may be exceeded at least once with given probability, may be considered as being unacceptably large. The shape and

the ordinate values of FAE hazard curves depend on the specified ground motion level (SGML) that may be exceeded. The higher the SGML, the lower probability that the level will be exceeded during single earthquake and, correspondingly, the lower the FAE values. Wenzel and Sokolov [26] and Sokolov and Wenzel [27] noted that the probabilistic multiple-site seismic hazard estimates (MS-PSHA) (i.e., the annual rate of exceedance in at least one site of several sites of interest) introduced by Sokolov and Ismail-Zadeh [17] may be considered as reasonable estimate of the upper level of SGML ($SGML_{MS}$) that provides a zero exceedance fraction for given return period, i.e. the $SGML_{MS}$ -consistent FAE would be close to 0%.

Although the MS-PSHA estimates ($SGML_{MS}$) imply zero exceedance fraction for given return period, the MS-PSHA ground motion values (see Table 1) may be too high to be considered as the design ground motion, e.g. $SGML_{MS}$ is larger than the collapse capacity value. Thus, it may be useful to analyze the relations between the FAE hazard curves and different SGML values. The dependence is illustrated by Fig. 5a, which displays the FAE hazard curves constructed considering different specified ground motion levels that are based on conventional design ground motion (DGM) values. The balance between the selected ground motion level and the least fraction of area, in which the ground motion level will be exceeded at least once with given probability, is shown in Fig. 5b. Such relations between the SGML values and the SGML-consistent FAE allow selecting specific design ground motion that is appropriate for given territory and particular construction based on acceptable FAE (for example, 10% or 5%).

It is necessary to note that the results described and discussed in this article are obtained using a single GMPE model developed for Taiwan region [41]; the model describes earthquake ground motion for so-called average soil condition. Therefore, the results may be used only to illustrate major features and findings of the MS-PSHA approach. Consideration of epistemic uncertainties in the median motions for given earthquake scenarios requires application of alternative GMPEs [47] that creates no problem for the applied technique based on Monte Carlo simulation.

Conclusion. Design ground motion level assigned to specific area in accordance with seismic hazard maps may be exceeded in certain fraction of the area during particular earthquake. Such cases will be observed more frequently with the growth of population and development of

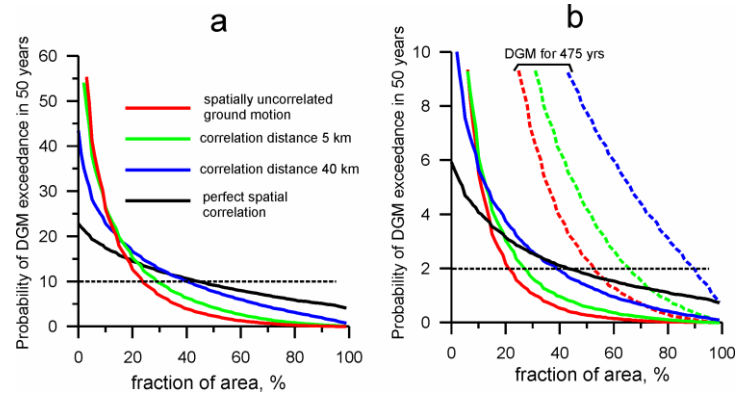


Fig. 4. The FAE hazard curves constructed for two levels of design ground motion in term of PGA estimated for site TW1. Return periods (a) 475 years, $DGM_{475,A} = 370 \text{ cm/s}^2$, and (b) 2475 years, $DGM_{2475,A} = 620 \text{ cm/s}^2$. Horizontal dashed lines mark 10% (a) and 2% (b) probabilities of at least one exceedance in 50 years

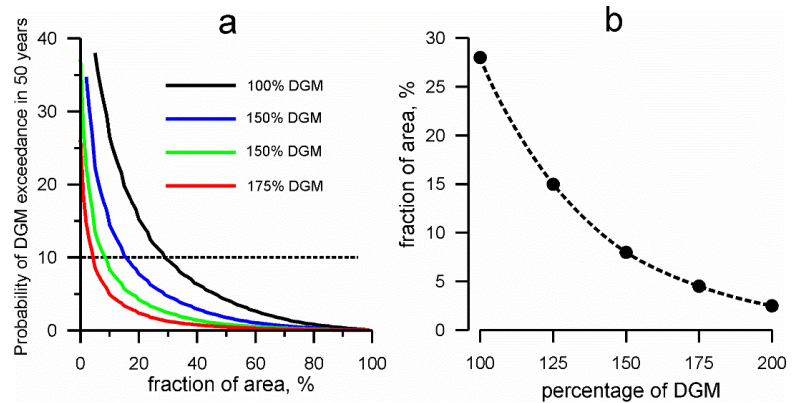


Fig. 5. Effect of specified ground motion level (SGML) on the FAE estimations, reference area TW1, correlation distance 5 km. (a) The FAE hazard curves based on different SGML values selected as the percentage of the design ground motion (DGM) for return period 475 years ($DGM_{475,A} = 370 \text{ cm/s}^2$, Table 1). Horizontal dashed lines mark 10% probability of at least one exceedance in 50 years. (b) The SGML-consistent FAE versus the SGML values, as the percentage of the design ground motion. The symbols denote particular estimations, the dashed line shows interpolation between the estimations

urban and industrial areas in earthquake prone regions. To characterize the phenomenon of exceedance, it has been suggested considering two characteristics of the areal or multiple-site seismic hazard. The first characteristic, that is called as MS-PSHA and that has been introduced by Sokolov and Ismail-Zadeh [17], is the annual rate of exceedance of specified ground motion amplitude in at least one site of interest located within particular (e.g., urban or industrial) area. An example of practical application of the MS-PSHA approach for seismic hazard assessment and for development of design spectra for particular city in Iran is described by Yaghmaei-Sabegh and Mohammadi [48]. The MS-PSHA values are higher than the levels of hazard obtained by classical point-wise PSHA because the MS-PSHA procedure explicitly considers high level of ground motion near possible earthquake sources. As suggested in Ref. [17], the MS-PSHA estimations, together with results of the classical point-wise PSHA, may be used in definition of several levels of design seismic loads in building codes.

The second characteristic describes probability that specified ground motion level (e.g. design ground motion, DGM) will be exceeded at least once in at least fraction (percentage) of the reference area during specified period of time (e.g., 50 years). The characteristic was introduced by Wenzel and Sokolov [26] and it is called as Fraction of Areal Exceedance (FAE). Likewise calculation of the ground motion hazard curves, the estimations of FAE for a range of fractions (e.g., from 1% to 99%) given specified ground motion level (e.g., DGM) produce so-called FAE hazard curves.

The calculations applied in this study for the Taiwan region show that the design ground motion assigned to specific area will be exceeded within more than one fifth part of the area with probability of exceedance comparable with the probability accepted for design ground motion. There is still significant probability that level of ground motion will be higher than a one and a half DGM level or more. Thus, there is nothing unusual that the maximum recorded intensities of ground-motion during some large earthquakes were higher in epicentral areas than the design ground motions assigned in accordance with seismic hazard maps.

To ensure the zero (or sufficiently small) FAE for given area, it is necessary to consider, as the design ground motion, the MS-PSHA estimation. However, the MS-PSHA ground motion values may be too high (up to 3 times higher than the standard PW-PSHA estimations). It may be useful to analyse the relations between the specific ground motion level (SGML), that is higher than the assigned DGM, and the SGML-consistent FAE. The relations allow selecting specific design ground motion that are appropriate for given territory and particular construction based on acceptable FAE.

Procedures of seismic design of ordinary structures are typically based on acceleration or response spectra described by building codes (elastic design spectrum). The design spectrum contains so-called “anchor points”, which are used for construction of the shape and amplitude of the spectrum. For example, the design spectrum recommended by the Building Seismic Safety Council (BSSC) [11, 34] are controlled by spectral response acceleration at 0.2 seconds (S_{DS}) and 1.0 second (S_{D1}) vibrational periods for 5% of critical damping (Fig. 1). These two parameters are determined by probabilistic seismic hazard analysis. Thus, it may be necessary considering simultaneous exceedance of spectral accelerations at different vibration periods [27]. In this case, the FAE estimates may be obtained as follows: the probability that both levels of design ground motion (DGM_{DS} and DGM_{D1}) will be exceeded simultaneously (FAE_{BOTH}), or that any one of the design ground motion values (either DGM_{DS} or DGM_{D1}) will be exceeded (FAE_{ONE}).

As noted by Wenzel and Sokolov [26], FAE provides a clue for the extent of potential earthquake damage and it may be used as a parameter that implicitly characterizes earthquake losses within considered territory. Direct estimations of seismic loss require compilation of a huge database related to exposure and characteristics of vulnerability, analysis of interaction of lifeline components, and execution of time-consuming calculations. The larger the area of destructions caused by an earthquake in a densely populated area, the higher the cost and duration of repair. Hence, exceedance of the specified ground motion level (e.g. collapse capacity) seems to be an appropriate parameter that characterizes, even if qualitatively and indirectly, the extent of earthquake damage and losses along the considered area. The established relationship between FAE

and loss characteristics would allow preliminary estimations of the possible losses depending on the given level of ground motion. This may be one of the goals of future studies related to application of the multiple-site hazard assessment.

REFERENCES

- [1] *Garcia-Mayordomo J., Faccioli E., Paolucci R.* Comparative study of the seismic hazard assessments in European national seismic codes // *Bulletin of Earthquake Engineering*. Vol. 2. 2004. P. 51–73.
- [2] CEN (European Committee for Standardization). Eurocode 8: design of structures for earthquake resistance, part 1: general rules, seismic actions and rules for buildings / EN1998–1. Brussels, Belgium, 2004.
- [3] National Standard of the People’s Republic of China. Code for Seismic Design of Buildings / GB 50011-2010. Beijing, People’s Republic of China, 2010.
- [4] Bureau of Indian Standards. Criteria for Earthquake Resistant Design of Structures, Part 1: General Provisions and Buildings / IS-1893. New Delhi, India, 2016.
- [5] Seismic Design Code for Buildings in Taiwan / Construction and Planning Agency, Ministry of the Interior, Taipei, R.O.C, 2005.
- [6] Design provisions for earthquake resistance of structures, SI 413, Amendment No. 5 / The Standards Institution of Israel, Tel Aviv, Israel, 2013.
- [7] American Society of Civil Engineers. Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures, ASCE/SEI 7-16 / Reston, Virginia, U.S., 2017.
- [8] SBC 301-CR-18, Saudi Building Code for Loading and Forces / The Saudi Building Code National Committee (SBCNCE), Riyadh, Kingdom of Saudi Arabia, 2018.
- [9] *Luco N., Ellingwood B.R., Hamburger R.O., Hooper J.D., Kimball J.K., Kircher C.A.* Risk-targeted versus current seismic design maps for the conterminous United States / SEAOC 2007 convention proceedings, 2007, URL: <https://geohazards.usgs.gov/designmaps/us/inc/SEAOCConventionRevs.pdf>
- [10] *Ghosh S.K.* Significant changes from ASCE 7-05 to ASCE 7-10, part 1: seismic design provisions // *PCI Journal*. Vol. 59. 2014. No. 1. P. 60–82.
- [11] NEHRP (National Earthquake Hazards Reduction Program) recommended seismic provisions: design examples, FEMA P-751 / Building Seismic Safety Council. National Institute of Building Sciences. Washington. D.C. U.S., 2012.
- [12] *McGuire R.K.* Seismic Hazard and Risk Analysis. Earthquake Engineering Research Institute, MNO-10, 2004. 240 p.
- [13] *Abrahamson N.A.* State of the practice of seismic hazard evaluation // *GeoEng*. Vol 1. 2000. P. 659–685.
- [14] *Atkinson G.M.* An overview of developments in seismic hazard analysis / *Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, B.C. Canada. Paper 2004. No. 5001.
- [15] *Kijko A.* Seismic Hazard / *Encyclopedia of Solid Earth Geophysics*, vol. 1, edited by *Gupta H.K.*, Heidelberg: Springer. 2011. P. 1107–1120.
- [16] *Sokolov V., Ismail-Zadeh A.* Seismic hazard from instrumentally recorded, historical and simulated earthquakes: application to the Tibet-Himalayan region // *Tectonophysics*. Vol. 657. 2015. P. 187–204, doi: 10.1016/j.tecto.2015.07.004.
- [17] *Sokolov V., Ismail-Zadeh A.* On the use of multiple-site estimations in probabilistic seismic hazard assessment // *Bulletin of the Seismological Society of America*. Vol. 106. 2016. No. 5. P. 2233–2243, doi: 10.1785/0120150306.
- [18] *Mulargia F., Stark Ph.B., Geller R.J.* Why is probabilistic seismic hazard analysis (PSHA) still used? // *Physics of the Earth and Planetary Interiors*. 2017. Vol. 264. P. 63–75, doi: 10.1016/j.pepi.2016.12.002.
- [19] *Iervolino I.* Probabilities and fallacies: why hazard maps cannot be validated by individual earthquakes. *Earthquake Spectra*, Vol. 29. 2012. No. 3. P. 1125–1136, doi: 10.1193/1.4000152.
- [20] *Iervolino I., Giorgio M., Cito P.* The peak over the design threshold in strong earthquakes // *Bulletin of Earthquake Engineering*. Vol. 17. 2019. No. 3. P. 1145–1161, doi: 10.1007/s10518-018-0503.
- [21] *Iervolino I., Giorgio M., Cito P.* Which earthquakes are expected to exceed the design spectra? // *Earthquake Spectra*. Vol. 35. 2019. No. 3. P. 1465–1483, doi: 10.1193/032318eqs066.
- [22] *Sokolov V., Wenzel F.* On the relation between point-wise and multiple-location probabilistic seismic hazard assessments // *Bulletin of Earthquake Engineering*. Vol. 13. No. 5. P. 1281–1301, doi: 10.1007/s10518-014-9661-6.
- [23] *Wyss M., Rosset Ph.* Mapping seismic risk: the current crisis // *Natural Hazards*. 2013. Vol. 68. P. 49–52, doi: 10.1007/s11069-012-0256-8.
- [24] *Duvernay B., Kölz E., Jamali N., Michel C.* Is the residual risk related to the Swiss seismic code provisions acceptable? / *Proceeding of the 16th European Conference on Earthquake Engineering*, Thessaloniki, Greece, 2018.
- [25] *Takagi J., Wada A.* Recent earthquake and the need for a new philosophy for earthquake resistant design // *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. Vol. 119. 2019. P. 499–507, doi: 10.1016/j.soildyn.2017.11.024.
- [26] *Wenzel F., Sokolov V.* Areal exceedance of ground motion as complementary hazard quantification / *Proceeding of the 16th European Conference on Earthquake Engineering*, Thessaloniki, Greece, 2018.
- [27] *Sokolov V., Wenzel F.* Areal exceedance of ground motion as a characteristic of multiple-site seismic hazard: sensitivity analysis // *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. Vol. 126. 2019. 105770, doi: 10.1016/j.soildyn.2019.105770.
- [28] *Sokolov V., Wenzel F.* Reply to “Discussion of areal exceedance of ground motion as a characteristics of multiple-site seismic hazard: sensitivity analysis by V. Sokolov, F. Wenzel” by M. Giorgio and I. Iervolino // *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. Vol. 128. 2020. 105861, doi: 10.1016/j.soildyn.2019.105861.
- [29] *Frankel A.* Comment on “Why earthquake hazard maps often fail and what to do about it” by S. Stein, R. Geller, and M. Liu // *Tectonophysics*. Vol. 592. 2013. P. 200–206, doi:10.1016/j.tecto.2012.11.032.
- [30] *Gülkan P.* A dispassionate view on seismic-hazard assessment // *Seismological Research Letters*. Vol. 84. 2013. No. 3. P. 413–416, doi: 10.1785/0220130005.

- [31] Bommer J.J., Pinho R. Adapting earthquake actions in Eurocode 8 for performance-based seismic design // Earthquake Engineering and Structural Dynamics. Vol. 35. 2006. P. 39–55, doi: 10.1002/eqe.530.
- [32] Malhotra P.K. Seismic design loads from site-specific and aggregate hazard analysis // Bulletin of the Seismological Society of America. Vol. 98. 2008. P. 1849–1862. doi: 10.1785/0120070241.
- [33] Saudi Building Code SBC-301-2007. Loads and Forces Requirements // Saudi Building Code National Committee, 2007.
- [34] NEHRP (National Earthquake Hazards Reduction Program) recommended seismic provisions for new buildings and other structures / FEMA P-1050-1, 2015 Edition. Vol. I. Part 1 Provisions, Part 2 Commentary, Building Seismic Safety Council, National Institute of Building Sciences, Washington. D.C, 2015.
- [35] Sokolov V., Wenzel F. Spatial correlation of ground-motions in estimating seismic hazard to civil infrastructure / Tesfamariam S., Goda K., editors. Seismic risk analysis and management of civil infrastructure systems. Woodhead Publishing Ltd, Cambridge. 2013. P. 57–78, doi:10.1533/9780857098986.1.57.
- [36] Wang M., Takada T. Macrospectral correlation model of seismic ground motions // Earthquake Spectra. Vol. 21. 2005. No. 4. P. 1137–1156, doi: 10.1193/1.2083887.
- [37] Sokolov V., Wenzel F. Further analysis of the influence of site conditions and earthquake magnitude on ground-motion within-earthquake correlation: analysis of PGA and PGV data from the K-NET and the KiK-net (Japan) networks // Bulletin of Earthquake Engineering. Vol. 11. 2013. No. 6. P. 1909–1926. doi: 10.1007/s10518-013-9493-9.
- [38] Musson R.M.W. PSHA validated by quasi observational means // Seismological Research Letters. Vol. 83. 2012. P. 130–134, doi: 10.1785/gssrl.83.1.130.
- [39] Assatourians K., Atkinson G.M. EqHaz: an open-source probabilistic seismic-hazard code based on the Monte Carlo simulation approach // Seismological Research Letters. 2013. Vol. 84. P. 516–524, doi: 10.1785/0220120102.
- [40] TWSSHAC project, 2017. URL: <http://sshac.ncree.org.tw/ws3.htm>.
- [41] Sokolov V., Wenzel F., Jean W.-Y., Wen K.-L. Uncertainty and spatial correlation of earthquake ground motion in Taiwan // Terrestrial, Atmospheric and Oceanic sciences. Vol. 21. 2010. No. 6. P. 905–921, doi: 10.3319/TAO.2010.05.03.01(T).
- [42] Chatterjee S., Hadi A.S. Regression analysis by example, 4th edn. Wiley, New York, 2006. –385 p.
- [43] Vakov A.V. Relationships between earthquake magnitude, source geometry and slip mechanism // Tectonophysics. Vol. 261. 1996. P. 97–113. doi: 10.1016/0040-1951(96)82672-2.
- [44] Crowley H., Bommer J.J. Modelling seismic hazard in earthquake loss models with spatially distributed exposure // Bulletin of Earthquake Engineering. Vol. 4. 2006. P. 249–273. doi: 10.1007/s10518-006-9009-y.
- [45] Sokolov V., Zahran H.M., El-Hadidy S.Y., El-Hadidy M., Alraddi W.W. Seismic hazard assessment for Saudi Arabia using spatially smoothed seismicity and analysis of hazard uncertainty // Bulletin of Earthquake Engineering. Vol. 15. 2017. P. 2695–2735, doi: 10.1007/s10518-016-0075-5.
- [46] Cito P., Iervolino I. Peak-over-threshold: Quantifying ground motion beyond design // Earthquake Engineering and Structural Dynamics. Vol. 49. 2020. P. 458–478, doi: 10.1002/eqe.3248.
- [47] Phung V.-B., Loh C.-H., Chao S.-H., Abrahamson N.A. Analysis of epistemic uncertainty associated with GMPEs and their weight within the logic tree for PSHA: Application to Taiwan // Terrestrial, Atmospheric and Oceanic sciences, Vol. 29. 2018. P. 611–633, doi: 10.3319/TAO.2018.08.13.01.
- [48] Yaghmaei-Sabegh S., Mohammadi A. Evaluating the use of multisite probabilistic seismic hazard analysis: a case of Sarpol-e Zahab city, Iran // Pure and Applied Geophysics, 2022. Online first, doi:10.1007/s00024-022-03142-5.

Дата поступления
29.10.2022

Соколов В. Лойиҳаи ва хатарни камайитириш мақсадида фойдаланиш учун сейсмик хавф параметрлари

Аннотация: Мақолада зилзилабардош қурилиш амалиётида ва объектларнинг қурилиш майдончаси учун сейсмик хатарни баҳолашда фойдаланиш мумкин бўлган сейсмик хавфни эҳтимолий баҳолашнинг иккита фазовий (қўп нуқтали) параметрлари тавсифланган. Параметрлардан бири шаҳар ичи ва ишлаб чиқариш ҳудудида бир нуқтага сейсмик таъсирнинг аниқланган даражасини йиллик ўртача ортиш даражасини белгилайди. Иккинчи параметр қурилатган ҳудуд қисмида маълум вақт оралиғида бир марта бўлса ҳам сейсмик таъсир даражасини ортиш эҳтимолини тавсифлайди. Ушбу параметр “фазовий ортиш ҳиссаси” деб номланади. Мақолада Тайван ҳудуди учун ушбу параметрларни қўлланилиши таҳлил қилинган.

Калит сўзлар: сейсмик хавф; фазовий баҳолаш; грунтнинг тебранишини лойиҳавий жадаллиги; сейсмик хатар.

Соколов В. О перспективных параметрах сейсмической опасности для использования при проектировании и в целях снижения риска.

Аннотация. В статье описываются два пространственных (многоточечных) параметра вероятностной оценки сейсмической опасности, которые могут быть использованы в практике сейсмостойкого строительства и оценки сейсмического риска для площадных объектов. Один из параметров (MS-PSHA, multiple-site PSHA) определяет среднегодовую частоту превышения определенного уровня сейсмических воздействий хотя бы в одной точке внутри городской или промышленной территории. Второй параметр (FAE, Fraction of Areal Exceedance) описывает вероятность того, что некоторый уровень сейсмических воздействий будет превышен хотя бы один раз как минимум в заданной части рассматриваемой территории за определенный промежуток времени. Этот параметр назван “пространственной долей превышений”. Приводится анализ применения этих параметров для региона о. Тайвань.

Ключевые слова: сейсмическая опасность; пространственные оценки; проектная интенсивность колебаний грунта; сейсмический риск.

ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ПИРАМИДАЛЬНЫХ СВАЙ

Сирожиiddинов З., Иноятлов Д.

Самаркандский государственный архитектурно-строительный университет, Самарканд, Узбекистан

E-mail: sirojiddinov49@bk.ru

Аннотация: В статье предложен разработанный метод расчета несущей способности пирамидальных свай с учетом возникающих пластических областей в грунтах вокруг свай по мере загрузки. Разработанный метод применим не только для пирамидальных свай, в большей степени для конических свай и для фундаментов в вытрамбованных котлованах. Приведенные сравнительные расчеты подтвердили достаточную практическую точность предложенного метода расчета.

Ключевые слова: пирамидальные сваи; несущая способность; пластическая зона; предельная нагрузка; оценка; сравнения.

Введение. Согласно нормативным документам, несущая способность грунта основания пирамидальных свай рассчитывается, исходя из условия [1,2]:

$$N \leq \frac{F_d}{\gamma_k}, \quad (1)$$

где N – расчетная нагрузка, передаваемая на сваю при наиболее невыгодном их сочетании; F_d – расчетная несущая способность грунта основания; γ_k – коэффициент надежности, принимаемый равным 1.2, если несущая способность сваи определена по результатам полевых испытаний статической нагрузкой, и 1.4 – если определена расчетом.

Если обратить внимание, делением «расчетной несущей способности» на коэффициент надежности определяется «возможная передаваемая расчетная нагрузка». Такое положение противоречит правилам теории надежности, поскольку расчетная величина опять делится на коэффициент надежности. По логике, нормативную величину нужно делить на коэффициент надежности.

Исходя из этого, значение γ_k можно истолковывать не как коэффициент надежности, а как степень неопределенности методов оценки несущей способности свай.

Следует отметить, что даже в нормативных документах имеются разные понятия (истолкование) несущей способности свай. Например, нормативная, расчетная, предельная, сопротивление свай нагрузке. Последнее понятие встречается все реже. Для остальных зависимость осадки свай от нагрузок, т.е. $N=f(S)$, стоит рассмотреть более детально. В идеализированном виде эту зависимость представим в виде как на рис.1.

Рассмотрим F_n – как максимальное сопротивление, т.е. предельную несущую способность свай, F_d – возможную передаваемую нагрузку, т.е. расчетную несущую способность. Данное понятие относится к какой-либо одной точке строительной площадки. Если учитывать пространственную неоднородность грунтов, разность размеров и глубины погружения свай и значительную изменчивость действующих на них внешних нагрузок, значение F_d изменяется на величину F'_d или F''_d . Если используем понятие «расчетное значение» F_d , отклонение его от нормативного F_d^H определяется вероятностным методом. Для этого расчетное значение F_d можно определить через доверительные границы α , либо делением нормативного значения F_d^H (определенного согласно α) на коэффициент надежности γ_k [3,4].

Значение границы доверительной вероятности (коэффициент надежности) назначается в зависимости от степени изменчивости влияющих факторов и от степени ответственности проектируемых объектов (моральная или материальная). В соответствии с изложенным: $F_d = \frac{F_d^H}{\gamma_k}$ или $F_d = F_d^H - \alpha$.

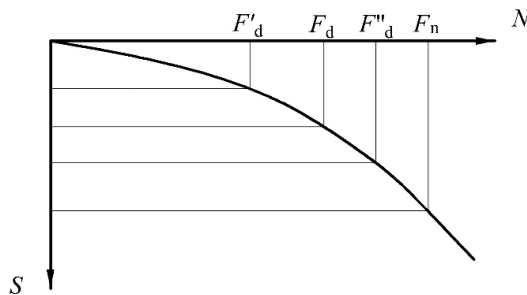


Рис. 1. График зависимости осадки (S) от передаваемых нагрузок на сваи N

С вероятностной точки зрения следует проанализировать несущую способность пирамидальных свай по результатам испытаний пробной статической нагрузкой, поскольку данный метод является критерием оценки всех других существующих методов.

Сравнение несущей способности. Интерпретация результатов испытаний пирамидальных свай пробной статической нагрузкой, согласно нормативным документам [1], аналогична для призматических свай.

Анализ результатов испытаний призматических свай пробной статической нагрузкой в различных грунтовых условиях показал, что достижение предельной нагрузки зависит от величины приращения, времени выдержки, величины каждой ступени и величины осадки сваи от начала нагружения до конца каждой ступени нагрузки.

Проанализировав результаты испытаний многочисленных призматических свай разных типоразмеров статической нагрузкой и в различных грунтовых условиях, для определения частного значения несущей способности (в качестве критерия) автором был предложен коэффициент статической деформации [5].

Однако имеющиеся немногочисленные результаты испытаний пирамидальных свай пробной статической нагрузкой не содержат данные, необходимые для определения коэффициента статической нагрузки. Более того, для пирамидальных свай при испытаниях пробной статической нагрузкой резкого «провала» осадки при достижении предельной нагрузки ожидать не следует. Кроме касательного напряжения по боковой поверхности (как например, у призматических свай) для пирамидальных свай, в зависимости от угла наклона боковой поверхности, возникают еще и нормальные напряжения, возрастающие по мере увеличения угла наклона. По этой причине предельную нагрузку такие сваи достигают плавно (постепенно).

Проанализировав соответствующие положения нормативных документов [1,2], в дальнейшем, в качестве критерия оценки частного значения несущей способности пирамидальных свай по результатам испытаний пробной статической нагрузкой, приняли нагрузку, соответствующую осадке, равной $S=40$ мм.

Из-за дороговизны и трудоемкости испытаний свай пробной статической нагрузкой многие исследования были посвящены аналитическим методам определения несущей способности оснований пирамидальных свай. В их числе следует отметить значимые методы, предложенные В.И. Хазиным [6], метод СП 50-102-2003 [1], метод СНБ 5.01.01-99 (Республика Беларусь) [7,8]. Все отмеченные методы расчета несущей способности пирамидальных свай выведены на основе уравнения равновесия внешних и внутренних сил, проецируя их на вертикальную ось [1,6–8]. При этом уплотненные грунты вокруг сваи были рассмотрены как упругая среда.

В отмеченных методах расчета несущей способности оснований пирамидальных свай авторы не придерживались основных положений теории вероятности и надежности. Например, согласно [1], несущая способность пирамидальных свай определяется по формуле (Е.1). При этом не уточняется, это нормативное значение F_d , или расчетное? Если предполагать, что это нормативное значение, то прочностные показатели, входящие в (Е.1), используются как расчетные.

Тогда, согласно условию $N \leq F_d/\gamma_k$ [1], F_d трактуется как расчетная несущая способность. Если F_d – расчетная несущая способность, то зачем делить её ещё на γ_k . Кроме того, при определении F расчетом, значение γ_k принимается равным $\gamma_k=1.4$. Такие неопределённости с точки зрения теории надежности присущи и для других методов расчета несущей способности свай [6–8].

Для оценки степени неопределённости упомянутых методов расчета несущей способности оснований пирамидальных свай проанализируем результаты имеющихся в литературе трех натурных испытаний [9], проведенных в просадочных грунтах I типа для зданий III класса ответственности (табл. 1).

Таблица 1

Физические показатели грунта экспериментальной площадки

Слой грунта	Мощность грунта, м	Глубина взятия образца грунта, м	ρ_s , г/см ³	ρ , г/см ³	W	ρ_d , г/см ³	e	W_L	W_p	J_p
Лессовидный суглинок	7.2	3	2.65	1.55	0.127	1.37	0.927	0.28	0.18	0.10
		4	2.66	1.42	0.106	1.34	1.072	0.30	0.19	0.11
		5	2.67	1.59	0.146	1.39	0.924	0.26	0.19	0.07
		6	2.67	1.50	0.146	1.32	1.040	0.28	0.20	0.08
Среднее			2.66	1.51	0.131	1.36	0.991	0.28	0.19	0.09

Все обозначения величин, приведенных в табл. 1, а также нормативные и расчетные значения угла внутреннего трения, удельное сцепление и модуль деформации определены, согласно табличным значениям [2].

Сваи имели следующие размеры [9]:

1-я свая. Длина – 1.75 м, верхнее сечение – 0.4х0.4 м; сечение у острия – 0.1х0.1 м; угол конусности $\alpha = 4^\circ 54'$; площадь боковой поверхности 1.76 м².

2-я свая. Длина – 2.0 м; верхнее сечение – 0.42х0.42 м; сечение у острия – 0.1х0.1 м; угол конусности $\alpha = 4^\circ 34'$; площадь боковой поверхности 2.09 м².

3-я свая. Длина – 2.0 м; верхнее сечение – 0.525х0.525 м; сечение у острия – 0.1х0.1 м; угол конусности $\alpha = 6^\circ 04'$; площадь боковой поверхности 2.51 м².

Результаты расчетов представлены в табл. 2.

Таблица 2

Расчетные значения несущей способности пирамидальных свай, кН

№ сваи	По СНБ 50-102-2003 [1], расчетные	По СНБ 5.01.01-99 [7, 8], расчетные	По В.И. Хазину [6], расчетные	По результатам статических испытаний [9] при деформации $S=40$ мм	По результатам статических испытаний, расчетные
1	67.1	72.9	81.8	121	100.8
2	79.4	83.1	94.5	162	135
3	100.3	118.4	131.9	221	184.2

Из табл. 2 можно установить, что, кроме неопределённости, в приведенных методах расчета «нормативных» и «расчетных» значений несущей способности сами результаты существенно отличаются. Отметим, что применяемая в существующих методах система коэффициентов (перегрузки, надежности, условий работы и т.д.) с точки зрения теории надежности в достаточной степени не обоснована; их влияние на интегральный результат не учитывается.

Из-за существенного различия несущей способности оснований пирамидальных свай по существующим методикам авторами предпринята попытка развить аналитический метод оценки.

Разработанный метод расчета. По имеющимся данным [6,7,9 и др.], наиболее оптимальными для пирамидальных свай являются угол конусности в пределах 5–13°; длина – 2–4 м. Объектом дальнейших исследований являются именно эти сваи.

Предположим, что пирамидальная свая с площадью боковой поверхности A забита в грунт и нагружена внешней силой N (рис. 2).

В данном случае возникает сила трения T между всей боковой поверхностью сваи и уплотненным грунтом в результате забивки, реакции грунта R и сопротивления острия сваи S . По причине незначительности сопротивлением S пренебрегаем.

Учитывая, что реакция грунта R по произвольной поверхности направлена под углом φ (угол внутреннего трения грунта), сила трения T – параллельно боковой поверхности, а сила P_i – перпендикулярно силе T , запишем:

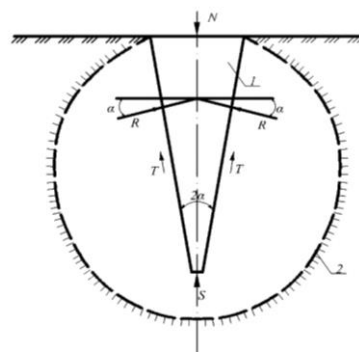


Рис. 2. Расчетная схема к определению несущей способности пирамидальных свай:
1 – свая; 2 – граница уплотненной зоны

$$\left. \begin{aligned} T &= R \sin \varphi \\ P_i &= R \cos \varphi \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Следуя В.И. Хазину [6], предельное значение силы трения (по закону Кулона) запишем в виде

$$T = P_i \operatorname{tg} \varphi + C, \quad (3)$$

Из условия равновесия, проекции всех сил на вертикальную ось приравняем к нулю [6]:

$$N = A * \cos \alpha [P_i (\operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \varphi) + C], \quad (4)$$

где φ и C – соответственно угол внутреннего трения и удельное сцепление грунта вокруг сваи; P_i – сжимающая сила уплотненного грунта вокруг сваи; α – половина угла конусности.

При забивке свай в примыкающих зонах грунта происходит перераспределение напряжений. В таких условиях в новой напряженной зоне ни в одной точке грунта предельное состояние не достигается, поскольку новое напряженное поле будет находиться в упругом состоянии. Если возникает предельное состояние через соотношения составляющих

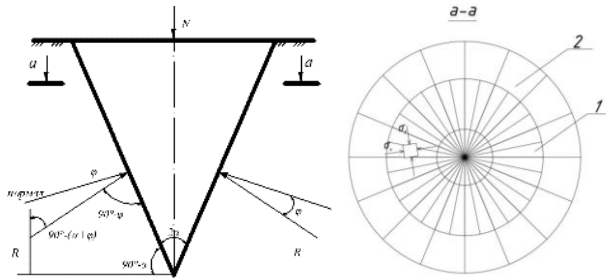


Рис. 3. Деформационные зоны вокруг сваи: 1 – зона пластической деформации; 2 – зона упругой деформации

тензоров напряжений и выполняется условие равновесия, то в пространстве вокруг сваи возникает пластическая зона, либо расширение деформационных микротрещин, что приведет к исчезновению упругой зоны. Если грунт вокруг относительно коротких свай моделировать как упругую среду [10], то сжимающую силу P_i относительно оси симметрии можно определить из условия плоской деформации (рис. 3).

Если пирамидальную сваю заменить (для упрощения расчетных процедур) наподобие кругового конуса, вокруг него возникают кольцеобразные напряженно-деформированные зоны.

Тогда сумму изменений объемов пластической $\Delta V_{пл}$ и упругой $\Delta V_{уп}$ зоны представим в виде [10]:

$$\Delta V_{пл} + \Delta V_{уп} = \frac{\pi d^2}{4} 1, \quad (5)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_{пл} &= \frac{\pi d_{пл}^2}{2E} (1 + \mu)(1 - 2\mu) P_H \left(\frac{P_i + C \operatorname{tg} \varphi}{P_H + C \operatorname{tg} \varphi} \right)^{\frac{2}{1-\xi}} \dots \\ \Delta V_{уп} &= \frac{\pi d_{уп}^2}{2E} (1 + \mu) P_H \left(\frac{P_i + C \operatorname{tg} \varphi}{P_H + C \operatorname{tg} \varphi} \right)^{\frac{2}{1-\xi}} \dots \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$P_H = \left(\frac{2C \operatorname{tg} \varphi}{1 + \xi} - C \operatorname{tg} \varphi \right). \quad (7)$$

Здесь P_H – начальные сжимающие напряжения, возникающие между упругой и пластической зонами деформации; E_0 – модуль деформации грунта вокруг сваи; μ – коэффициент Пуассона; α – диаметр конуса.

Подставив выражения (6) в уравнение (5), и решив относительно P_i , имеем [10]:

$$P_i = K \frac{2}{1-\xi} (P_H + C \operatorname{tg} \varphi) - C \operatorname{tg} \varphi, \quad (8)$$

где

$$K = \frac{E}{4(1-\mu^2)P_H}, \quad (9)$$

$$\xi = \operatorname{tg}^2 \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} \right), \quad (10)$$

$$N = A \cos \alpha \left\{ \left[K \frac{2}{1-\xi} (P_H + c \operatorname{tg} \varphi) - c \operatorname{tg} \varphi \right] (\operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \varphi) + C \right\}. \quad (11)$$

Для приведенных уравнений, используя тригонометрическое тождество, выражение ξ можно упростить:

$$\xi = tg^2 \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} \right) = \frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}. \quad (12)$$

Подставив выражение (12) в (7), имеем:

$$\begin{aligned} P_H &= Cctg\varphi \left[\frac{2}{1 + \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}} - 1 \right] = Cctg\varphi \left[\frac{2(1 - \sin \varphi)}{(1 + \sin \varphi) + (1 - \sin \varphi)} - 1 \right] = \\ &= Cctg\varphi(1 + \sin \varphi - 1) = Cctg\varphi \sin \varphi - 1 = C \cos \varphi. \end{aligned}$$

Итак, начальные сжимающие напряжения

$$P_H = c * \cos \varphi. \quad (13)$$

Наряду с этим, имея в виду выражение (8), значения P_i и N запишем в виде:

$$P_i = Cctg\varphi \left[(1 + \sin \varphi) K^{\frac{\sin \varphi}{1 + \sin \varphi}} - 1 \right], \quad (14)$$

$$N = (A * \cos \alpha) C \left\{ \left[Ctg\varphi \left((1 + \sin \varphi) K^{\frac{\sin \varphi}{1 + \sin \varphi}} - 1 \right) \right] (tg \alpha + tg \varphi) + 1 \right\}, \quad (15)$$

Уравнения (14) и (15) основаны на теории упругости. Их использование целесообразно при состоянии предельного равновесия грунтов. Для свай с относительно меньшими размерами предельные зоны вокруг них могут возникнуть в незначительных объёмах и уплотненных зонах. Теоретически, если $y=0$, $c \neq 0$ или $c=0$, $y \neq 0$, то в практических расчетах уравнения (14) и (15) использовать становится нецелесообразно. Однако при эффективном использовании пирамидальных свай для природных грунтов, как правило, $y \neq 0$, $c \neq 0$.

Поскольку сжимающая сила P_i является равнодействующей сил R и T , определим её значение. Для этого, используя выражение (2), запишем:

$$\begin{aligned} R &= \sqrt{P_i^2 + T^2} = \sqrt{P_i^2 + (P_i tg \varphi + c)^2} = \sqrt{P_i^2 + P_i^2 tg^2 \varphi + 2(P_i tg \varphi)C + C^2} = \\ &= \frac{1}{\cos \varphi} \sqrt{P_i^2 + 2P_i^2 (\sin \varphi \cos \varphi)C + C^2 \cos^2 \varphi}. \end{aligned} \quad (16)$$

Рассмотрим равновесие пирамиды. Обозначим буквой R реактивные силы, действующие на наклонную поверхность под углом $90 - (\alpha + \varphi)$ к вертикальной оси (см. рис. 3). Собственным весом пирамиды пренебрегаем. Проецируя все силы на вертикальную ось, имеем:

$$R * A * \cos[90^\circ - (\alpha + \varphi)] = N$$

или

$$R = \frac{N}{A \sin(\alpha + \varphi)}. \quad (17)$$

Подставив последнее выражение в (16), получим

$$\frac{N}{A \sin(\alpha + \varphi)} = \frac{1}{\cos \varphi} \sqrt{P_i^2 + 2P_i^2 C \sin \varphi \cos \varphi + C^2 \cos^2 \varphi}.$$

Это уравнение имеет решение в виде

$$P_i = -C \sin \varphi \cos \varphi \pm \cos \varphi \sqrt{\frac{N^2}{A^2 \sin^2(\alpha + \varphi)} - C^2 \cos^2 \varphi}. \quad (18)$$

Из уравнения (18) следует, что реактивные силы могут быть как сжимающими, так и растягивающими. Учитывая, что между грунтом и пирамидальной свайей не могут возникнуть растягивающие силы, для последующих расчетов примем следующее уравнение:

$$P_i = \cos \varphi_i \left[\sqrt{\frac{N^2}{A_i^2 \sin^2(\alpha + \varphi_i)}} - C_i^2 \cos^2 \varphi_i - c_i \sin \varphi_i \right], \quad (19)$$

Уравнение (19) позволяет определить влияние давления уплотненного грунта на несущую способность пирамидальных свай с учетом их реальной работы.

Для оценки несущей способности пирамидальных свай используем выражение, приведенное в работе [8]:

$$F_d = \sum_{i=1}^n A_i \cos \alpha [P_i (tg \alpha + tg \varphi_i) + C_i]. \quad (20)$$

Все обозначения в уравнении (2) не отличаются от приведенных выше.

Подставив выражение (19) в (20), имеем:

$$F_d = \sum_{i=1}^n A_i \cos \alpha \left\{ \left[\cos \varphi_i \left(\sqrt{\frac{N^2}{A_i^2 \sin^2(\alpha + \varphi_i)}} - C_i^2 \cos^2 \varphi_i - C_i \sin \varphi \right) \right] (tg \alpha + tg \varphi_i) + C_i \tilde{n} \right\}. \quad (21)$$

Уравнение (21) с учетом давления уплотненного грунта вокруг пирамидальной сваи позволяет определить ее несущую способность.

Если в уравнении (21) используются нормативные значения показателей грунта, то имеем нормативную величину несущей способности пирамидальных свай F_d^H . Это позволяет определить значение коэффициента надежности γ_k , используя выражение (1).

В случае использования расчетных значений показателей грунта, согласно (21) определяется расчетное значение F_d . Следовательно, в уравнении (1) коэффициент надежности $\gamma_k = 1$.

В практике строительства пирамидальные сваи могут прорезать разные виды грунтов. В таких случаях представляет интерес определение размеров поперечного сечения сваи на границе разделов слоев. Эта задача легко решается с использованием известных размеров пирамидальных свай. Предположим, что b_1 – ширина верхнего сечения (на уровне дневной поверхности грунта); b_2 – ширина сваи на нижнем конце (острие) сваи. Известно, что размеры поперечного сечения сваи по её длине изменяются. Величины b_1 и b_2 рассмотрим как функцию глубины погружения сваи. Произвольную глубину в пределах погружения обозначим через z_i . Тогда ширину поперечного сечения сваи b_i на произвольной глубине z_i от дневной поверхности можно определить в виде

$$b_i = \left(1 - \frac{z_i}{h}\right) b_1 + \frac{z_i}{h} b_2, \quad (22)$$

где h – глубина погружения сваи.

При $z_i = 0$ имеем $b = b_1$; при $z = h$ – $b = b_2$. При рассмотрении произвольной глубины z_i , получим искомые размеры сваи.

В табл. 2 были приведены значения несущей способности пирамидальных свай по результатам существующих методов расчета.

В табл. 3 (для сравнения) представлены те же результаты, что и в табл. 2, но с дополнением результатов расчетов по предложенной методике.

Таблица 3

Несущая способность пирамидальных свай, кН

№ сваи	По СНБ 50-102-2003 [1], расчетная	По СНБ 5.01.01-99 [7,8], расчетная	По В.И. Хазину [6], расчетная	По предложенной методике, расчетная	По предложенной методике, нормативная	По результатам статических испытаний [9], при S=40 мм	По результатам статических испытаний, расчетная
1	67.1	72.9	81.8	121.5	126.4	121	100.8
2	79.4	83.1	94.5	144.4	149.8	162	135
3	100.3	118.4	131.9	188.8	193.9	221	184.2

Для наглядности и сравнения результаты испытаний трех пирамидальных свай [9] с результатами определения по существующим аналитическим методам и по предложенной методике расчета представлены на рис. 4.

В табл. 4 приведены отношения несущей способности пирамидальных свай, определенные по существующим методам, к несущей способности по результатам испытаний статическими нагрузками [9].

Обобщая результаты, приведенные в табл. 3, 4 и на рис. 4, следует отметить, что расчетные несущие способности сваи по существующим методам значительно отличаются от экспериментальных. Более близкие результаты дает предложенный метод расчета, учитывающий не только упругие, но и пластические свойства грунтов в окружности забитой

свай. Предложенный метод более точно учитывает также давление (реакцию) уплотненного грунта.

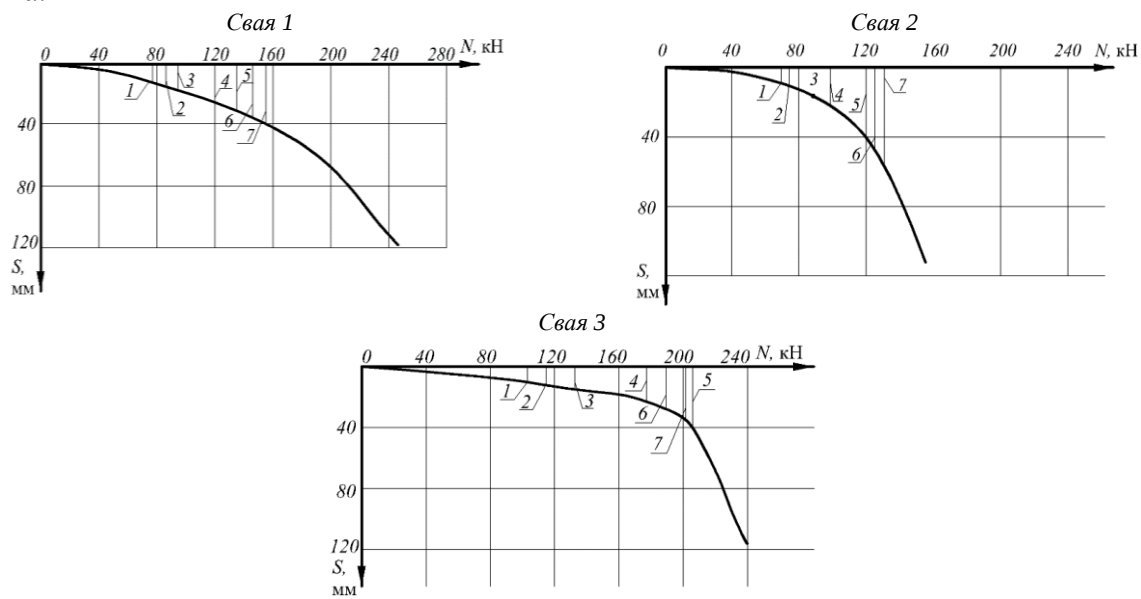


Рис. 4. Графики зависимости осадки (S) от статической нагрузки (N) пирамидальных свай: 1 – аналитический метод по В.И. Хазину; 2 – аналитический метод по СНБ 50-102-2003; 3 – аналитический метод по СНБ 5.01.01-99; 4 – статическое испытание при $S=40$ мм [9]; 5 – статическое испытание - расчетное; 6 – по предложенному методу – расчетное; 7 – по предложенному методу – нормативное

Таблица 4

Отношения расчетных несущих способностей свай к результатам статических испытаний

№ Свай	СНБ 50-102-2003/ статические испытания	СНБ 5.01.01-99/ статические испытания	По В.И. Хазину/ статические испытания	Предложенный метод/ статические испытания (расчетная)	Предложенный метод/ статические испытания (нормативная)
1	0.55	0.60	0.68	1.0	1.04
2	0.49	0.51	0.58	0.89	0.92
3	0.45	0.54	0.60	0.85	0.88

Закключение. Следует отметить, что при интерпретации результатов испытаний пирамидальных свай используемый реологический коэффициент ξ требует более тщательного обоснования, поскольку в настоящее время (согласно [1]) принимается независимо от вида свай.

Для пирамидальных свай из-за конусности боковой поверхности резкой потери несущей способности не должно происходить (как, например, у призматических свай), особенно в слабых грунтах.

Сопоставляя полученные результаты, можно заключить, что предложенный метод расчета несущей способности пирамидальных свай дает удовлетворительные результаты и его можно рекомендовать для практики. Метод позволяет оценить уровень надежности несущей способности пирамидальных свай с учетом степени ответственности проектируемых зданий или сооружений, согласно параметрической теории надежности.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] СП 50-102-2003. Проектирование и устройство свайных фундаментов. М.: НИИОСП, 2004. – 82с.
- [2] СП 50-101-2004. Проектирование и устройство оснований и фундаментов зданий и сооружений. М.: НИИОСП, 2005. –131с.
- [3] Ермолаев Н.Н., Михеев В.В. Надежность оснований сооружений. Л.: Стройиздат, 1976. –152с.
- [4] Ржаницын А.Р. Теория расчета строительных конструкций на надежность. М.: Стройиздат, 1978. –239 с.
- [5] Сирождидинов З. Методика определения несущей способности одиночной свай и её разделение на сопротивление грунта под острием и по боковой поверхности. Стратегия научно-технологического развития России: Проблемы и перспективы реализации. Петрозаводск: МЦНП «Новая наука», 2002. С.191–242.
- [6] Хазин В.И. Конструкции фундаментов сельскохозяйственных зданий на коротких пирамидальных сваях. Киев: Будівельник, 1984. –104 с.
- [7] СНБ 5.01.01-99. Строительные нормы Республики Беларусь. Основания и фундаменты зданий и сооружений. Мин-во архитектуры и строительства. Минск, 1999. –36 с.
- [8] П1-2000 СНБ 5.01.01-99. Проектирование и устройство фундаментов из забивных пирамидальных свай.

- [9] Голубков В.Н., Тугоенко Ю.Ф., Ли Н. Экспериментальные исследования работы коротких свай в лёссовых грунтах I типа просадочности // Сб. науч. трудов Респ. межв. совещания. Издательство Киевского университета. 1970. С.136–141.
- [10] Малайцдзе Э.Г. Расчет коротких пирамидальных свай на совместное действие вертикальных и горизонтальных нагрузок // Основания и фундаменты. Вып.15. Киев: Будівельник. 1982. С.72–75.

Дата поступления
08.02.2023

Сирожиддинов З., Иноятлов Д. Пирамидасимон қозикли пойдеворларни юк қўтариш қобилиятини баҳолаш

Аннотация. Мақолада юклантириш жараёнида пирамидасимон қозикли пойдеворларни атрофида пластик зоналарни вужудга келишини ҳисобга олиб юк қўтара олиш қобилиятини аниқлаш усули таклиф этилган. Таклиф этилган усулни нафақат пирамидасимон қозикли пойдеворлар, балким конуссимон ҳамда зичлатилган ҳандақдаги пойдеворлар учун ҳам қўллаш мумкин. мақолада келтирилган ҳисоб ва таққослашлар натижалари таклиф этилган усулни амалиётга қўллаш учун етарли аниқликка эга эканлигини тасдиқлади.

Калим сўзлар: пирамидасимон қозиклар; юк қўтара олиш қобилияти; пластик зоналар; чегаравий юк; баҳолаш; таққослаш.

Sirojiddinov Z., Inoyatov D. Assessment of the bearing capacity of pyramid piles

Abstract: The article proposes a developed method for calculating the bearing capacity of pyramidal piles, taking into account the emerging plastic areas in the soil around the pile as it is loaded. The developed method is applicable not only for pyramidal piles, to a greater extent for conical piles and for foundations in rammed pits. The given comparative calculations confirmed or sufficient practical accuracy of the proposed calculation method.

Keywords: pyramidal piles; load bearing capacity; plastic zone; ultimate load; grade; comparisons.

УДК 677.017.4

ДЕФОРМАЦИОННЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ПРОЧНОСТИ ТЕКСТИЛЬНЫХ НИТЕЙ И ПРЯЖ

Исмоилова С.И.,¹ Султанов К.С.,¹ Хазратова Т.Я.,¹ Бегманов Р.А.²

¹Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан

E-mail: ismailova.sabida@mail.ru

Аннотация: В статье проанализированы методы по расчету прочности хлопковых пряж при растягивающих нагрузках по формулам, полученным на основе закона нелинейного деформирования, экспериментальных и теоретических исследований деформирования хлопковых пряж с различными линейными плотностями при растяжении. Предложен деформационный метод определения, оценки и прогноза прочности пряжи как наиболее близко соответствующий результатам экспериментов, и единственный из существующих методов, где учитывается скорость деформирования при динамическом растяжении пряжи.

Ключевые слова: хлопковая пряжа; волокно; прочность; линейная плотность; деформация; растяжение; структурные свойства; скорость движения; обрывность; критическая сила.

Введение. В мире ведется ряд исследований в области текстильной промышленности по определению прочности текстильных нитей и хлопчатобумажных пряж (далее—пряж) на основе их механических характеристик, усовершенствованию теории прочности и применению их на практике. В настоящее время не было уделено достаточного внимания вопросам развития теории прочности пряж, определению достоверных источников и точных закономерностей их деформирования, нелинейных деформационных характеристик из экспериментов, динамических нагрузок, возникающих в технологических процессах текстильного производства, скорости деформирования пряж при растяжении. По этой причине существенное значение приобретает решение задач по определению причин проявления нелинейных свойств текстильных нитей и пряж при деформировании, закономерностей нелинейного их деформирования и усовершенствованию теории прочности, разработке методов определения, оценки и прогноза их прочности с учетом их скорости деформирования.

Прочность текстильных нитей и пряж неразрывно связана с их механическими характеристиками. Как отмечается в [1], при изучении механических свойств волокон и нитей наибольшую значимость получили исследования их растяжения, так как в форме волокон, нитей и пряж (малые поперечные размеры и значительная длина) преобладает длина. Это вызывает такой характер приложения к ним сил, что в них возникают, в основном, деформации растяжения. Этому способствует также продольное расположение волокон в пряже. Поэтому при испытании текстильных нитей и пряж, в первую очередь, к ним прилагаются

растягивающие нагрузки [1]. Известно также, что в конечном итоге прочность текстильных нитей и пряж определяется и оценивается экспериментально на разрывных установках. Однако вопрос прогноза их прочности требует разработки менее трудоемких способов их определения. Этому вопросу посвящено огромное количество работ виднейших исследователей как у нас, так и за рубежом [1–22]. Исследования в этом направлении сводятся в конечном итоге к разработке конкретных формул и методов расчета прочности нитей и пряж теоретическим путем, при этом их прочность оценивается определением относительной разрывной нагрузки P , измеряемой в сН/текс [1–22].

Проблемы расчета прочности различных нитей и пряж рассмотрены в работах Н.М.Белицина, В.М.Кутыина, К.И.Корицкого, Б.П.Позднякова, В.Е.Зотикова, И.В.Будникова, П.П.Трыкова, А.Н.Соловьева, И.М.Раха и др. [1–13, 19–21]. Анализ теоретико-эмпирических формул, предложенных этими авторами, приведен в работах [3, 23]. Наиболее глубоко рассмотрены вопросы прочности в работах В.Е.Мортон, Дж.В.С.Херла, В.П.Щербакова и других авторов [2–16]. Прочность – это главное и важнейшее свойство, которое постоянно привлекает к себе внимание исследователей и является объектом всестороннего изучения.

Предложенные перечисленными ранее видными учеными расчетные формулы для определения и прогноза прочности, в основном, базируются на прочности образующей пряжи – волокна. Следовательно, прочность пряжи полностью определяется и зависит от прочности волокна. Это совершенно правильно и естественно. Пряжа целиком состоит из хлопковых волокон длиной 2–5 см. Эти волокна расположены сложнейшим скрученным, близким к спирали образом, и, естественно, при растяжении пряжи ее прочность полностью определяется поведением внутренних сил, возникающих в ней при растяжении.

Эти силы, в основном, разделяются на два вида: первые – это силы растяжения самого волокна, проявляющиеся так или иначе; вторые – силы трения (взаимодействия) между волокнами при растяжении пряжи. В настоящее время не установлено, в каких ситуациях, какая из этих сил преобладает. Далее рассматривается зависимость межволоконных сил трения от радиального (поперечного) давления, от неровноты по длине и по диаметру волокна, от самой ее длины и т.д. Одним словом, эти внутренние силы зависят от множества геометрических факторов, характеризующих как хлопковое волокно, так и пряжу, а также от физико-механических характеристик волокна и самой пряжи. Как видно, определение прочности пряжи расчетным путем приводит к сложнейшим задачам экспериментального определения внутренних силовых факторов. Во многих случаях эти силовые факторы определяются и оцениваются теоретически приблизительно с существенными идеализациями и упрощениями. Непосредственные экспериментальные исследования свойств внутренних сил в пряже при ее растяжении в настоящее время отсутствуют. Данное обстоятельство требует поиска других путей решения этого вопроса. В предлагаемом методе получена формула для определения прочности пряжи другим путем. Здесь расчетная формула прочности получена из физически нелинейного закона деформирования, разработанного авторами на основе анализа результатов серийных испытаний на прочность пряжи.

Анализ метода А.Н.Соловьева по определению прочности пряжи. Согласно проведенным анализам в работах [3, 16], наиболее известным и применяемым в расчетах прочности пряжи является метод А.Н.Соловьева. Расчетная формула А.Н.Соловьева [1] является теоретико-эмпирической формулой, которая, главным образом, основана на следующих факторах:

- прочность волокна, определяемая разрывной нагрузкой хлопкового волокна при испытании на разрыв при растяжении. Для хлопковых волокон эта величина изменяется в пределах от 22 до 35 сН/текс;
- неровнота пряжи по сечениям вдоль ее длины;
- межволоконные силы трения или тангенциальное сопротивление.

С учетом усредненных значений параметров этих факторов и результатов соответствующих опытов в конечном итоге А.Н.Соловьевым была предложена формула для определения прочности пряжи расчетным путем в следующем виде [1]:

$$P_p = p \frac{N_B}{N} \left(1 - 0.0375 H_0 - \frac{2.65}{\sqrt{\frac{N_B}{N}}} \left(1 - \frac{5}{L_{III}} \right) x_k \eta, \right. \quad (1)$$

где P_p – разрывная нагрузка пряжи, в граммах силы (г); p – средняя разрывная нагрузка волокна хлопка, в граммах силы (г); N_B – номер хлопка (волокна), м/г, который является обратной величиной линейной плотности, т.е. $N_B = 1/T_B$ где T_B – линейная плотность хлопкового волокна, текс; N – номер хлопковой пряжи, м/г или $N = 1/T_{II}$, T_{II} – линейная плотность хлопковой пряжи, текс; H_0 – показатель качества технологического процесса, безразмерный коэффициент; L_{III} – штапельная длина хлопкового волокна, мм; x_k – поправка к формуле (1) на крутку пряжи, безразмерная величина, определяемая в зависимости от коэффициентов круток $\alpha - \alpha_k$ по специально составленной таблице; η – поправка на состояние текстильного оборудования (безразмерный коэффициент, меняющийся от 1.0 до 1.1 в зависимости от состояния оборудования).

В формуле (1) разрывная нагрузка P_p на длине пряжи $L_0 = 500$ мм (базовая длина пряжи при испытании ее на разрыв при растяжении в экспериментах) считается состоящей из следующих слагаемых:

$$P_p = \bar{P}_p - 3\sigma_c, \quad (2)$$

где $\bar{P}_p$ – среднее значение P_p на длине L_0 ; σ_c – среднее квадратическое отклонение значения P_p от $\bar{P}_p$.

Коэффициент вариации прочности пряжи % равен

$$C = \frac{\sigma_c}{P_p} \cdot 100 \cong 1.25H, \quad (3)$$

где H – коэффициент неровноты пряжи по сечениям.

Как отмечается в [1], для определения H опытным путем получена следующая зависимость %:

$$H = H_0 + \frac{70.7}{\sqrt{\frac{N_B}{N}}}. \quad (4)$$

А.Н.Соловьевым также в [1] принята следующая зависимость для определения значения $\bar{P}_p$:

$$\bar{P}_p = p n_p + T_c n_c, \quad (5)$$

где n_p – число разорвавшихся волокон хлопка в пряже при растяжении; T_c – средняя сила тангенциального сопротивления скользящих друг относительно друга хлопковых волокон в пряже при ее растяжении; n_c – число скользящих волокон в сечении пряжи.

Кроме того, при выводе формулы (1) А.Н.Соловьевым принято допущение, что все волокна в пряже имеют одинаковую штапельную длину $L_{III} = 20$ мм и разрывную нагрузку p . Еще считается, что сила трения и цепкости T_c равна

$$T_c = 0.5p. \quad (6)$$

Принято также допущение, что длина участвующих во взаимодействии друг с другом хлопковых волокон равняется

$$l_c = 0.25L_{III} = 5 \text{ мм}. \quad (7)$$

На основе вышеперечисленных допущений и уравнений (2)–(7) А.Н.Соловьевым получена формула (1).

Как видно из вышеприведенных сведений, формула А.Н.Соловьева (1) практически построена из достаточно приблизительных предположений, отраженных в соотношениях (3)–(7). Тем не менее, в настоящее время формула А.Н.Соловьева является самой применяемой при прогнозе прочности пряж и считается, что результаты расчета прочности по формуле (1) хорошо соответствуют результатам экспериментов, где разрывная нагрузка P_p определяется из опытов на разрывных установках.

Формула для определения прочности, полученная на основе физически нелинейной упруговязкопластической модели деформирования. Прочность текстильных нитей и пряж наиболее достоверно определяется экспериментальным путем. Для этого на разрывных машинах, как это показано в [17], например, на установке «Statimat С», образец пряжи при базовой длине $L_0=500$ мм испытывается на растяжение до обрыва. Полученное из экспериментов значение разрывной нагрузки F_k (сН) характеризует прочность пряжи. Отношение значения разрывной нагрузки к линейной плотности пряжи T является удельной прочностью пряжи или удельной разрывной нагрузкой сН/текс:

$$P_k = F_k / T. \quad (8)$$

Далее значение P_k уточняется результатами серийных экспериментов по растяжению пряжи до обрыва. Оцениваются ошибки эксперимента, определяются коэффициент вариации, среднеквадратическое отклонение и т.д.

В конечном итоге, так или иначе, определяется усредненное значение P_k , например для пряжи. Это усредненное значение прочности пряжи является критерием или эталоном для оценки всех методов определения прочности пряж. Исходя из этого, можно ли получить формулу для определения, оценки и прогноза прочности на основе этих же экспериментальных данных? Для этого необходимо построение закона деформирования пряжи, соответствующего эксперименту.

При растяжении пряжи, т.е. при ее деформировании, изменяются все ее геометрические, физические и механические характеристики. На сегодняшний день не представляется возможным определить экспериментально изменение линейной плотности, расположение волокон в пряже, степень и характеристики крутки, межволоконные силы взаимодействия при растяжении в зависимости от величины деформации. Из экспериментов невозможно определить все эти параметры и величины процесса деформирования пряжи при ее растяжении до обрыва. Экспериментально измеряются внутренние силы, возникающие в пряже при растяжении, вернее, их суммарное, интегральное значение, также измеряются значения продольной деформации. В результате получаем диаграммы $F(\varepsilon)$ где F –растягивающая сила, ε – продольная деформация. При этом считается, что все свойства, которые проявляются при растяжении пряжи, все факторы, определяющие механическое поведение, а также все деформационные характеристики или их зависимости от геометрических, физических и механических показателей как хлопкового волокна, так и самой пряжи ложатся на этой диаграмме $F(\varepsilon)$. Эта диаграмма $F(\varepsilon)$ полученная экспериментально при растяжении пряжи до обрыва (разрыва), считается истинным действительным законом деформирования этой пряжи. Для формализации этого закона деформирования необходимо описание этой экспериментальной кривой математическими соотношениями.

В [22] главным параметром, характеризующим процесс растяжения, принят модуль деформации. Изменение модуля деформации в зависимости от самой деформации определено из экспериментальной диаграммы $F(\varepsilon)$ или $\sigma(\varepsilon)$, где σ – продольное напряжение растяжения. Изменение модуля деформации включает также изменение линейной плотности, так как динамический модуль равен $E=c^2\rho$, где c – скорость распространения продольной волны в пряже; ρ – плотность пряжи, которая включает линейную плотность хлопковой пряжи. В [2, 3, 8, 16] рассмотрены варианты определения модуля деформации пряжи через модули упругости волокон. Однако определенные из результатов экспериментов изменения

модуля деформации пряжи в зависимости от самой деформации, т.е. функции $E(\varepsilon)$, являются более достоверными, чем теоретические методы ее определения через модули хлопковых волокон при растяжении.

На основании вышеизложенного, формула для определения и прогноза прочности пряжи выведена непосредственно из закона деформирования пряжи, предложенного в [22].

Физически нелинейный упруговязкопластический закон деформирования пряжи при растяжении до обрыва имеет вид [22]

$$\frac{d\sigma}{E_D(\varepsilon)dt} + \mu(\varepsilon)\frac{\sigma}{E_S(\varepsilon)} = \frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\varepsilon)\varepsilon \text{ при } \frac{d\varepsilon}{dt} > 0, \quad \varepsilon < \varepsilon_k, \quad (9)$$

$$\sigma = 0 \text{ при } \varepsilon \geq \varepsilon_k, \quad (10)$$

где ε_k – критическое значение деформации, при достижении которого пряжа обрывается и напряжение в пряже мгновенно падает до нуля; E_D – динамический, а E_S – статический модули деформации; μ – параметр вязкости. Эти все параметры являются функциями деформации ε .

Уравнение (9) приводим к виду

$$\frac{d\sigma}{dt} + \sigma \frac{E_D(\varepsilon)}{E_S(\varepsilon)} \mu(\varepsilon) = E_D(\varepsilon) \frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\varepsilon) E_D(\varepsilon) \varepsilon. \quad (11)$$

Далее уравнение (11) принимает вид

$$\frac{d\sigma}{dt} + \mu(\varepsilon)\gamma\sigma = E_D(\varepsilon) \frac{d\varepsilon}{dt} + E_D(\varepsilon)\mu(\varepsilon)\varepsilon, \quad (12)$$

где $\gamma = E_D(\varepsilon)/E_S(\varepsilon)$.

При конкретных значениях ε функции $E_D(\varepsilon)$, $E_S(\varepsilon)$ и $\mu(\varepsilon)$ – известны [22]. С учетом этого обстоятельства правую часть (12) можно считать известной.

Тогда получим

$$\frac{d\sigma}{dt} + G(\varepsilon)\sigma = Q(\varepsilon), \quad (13)$$

$$G(\varepsilon) = \mu(\varepsilon)\gamma, \quad Q(\varepsilon) = E_D(\varepsilon) \frac{d\varepsilon}{dt} + E_D(\varepsilon)\mu(\varepsilon)\varepsilon. \quad (14)$$

Значение скорости деформирования пряжи $d\varepsilon/dt$ также считаем известным и постоянным. Тогда решение уравнения (13) имеет вид

$$\sigma = e^{-\int G(\varepsilon)dt} \left[\int Q(\varepsilon) e^{\int G(\varepsilon)dt} dt + C_1 \right]. \quad (15)$$

Если считаем, что при конкретном значении ε , $G(\varepsilon) = \text{const}$ и $Q(\varepsilon) = \text{const}$, то получим

$$\sigma = e^{-G(\varepsilon)t} \left(Q(\varepsilon) \int e^{G(\varepsilon)t} dt + C_1 \right). \quad (16)$$

С учетом начальных условий

$$\sigma = 0 \text{ при } t = 0. \quad (17)$$

Получим

$$C_1 = -\frac{Q(\varepsilon)}{G(\varepsilon)}. \quad (18)$$

С учетом (18) уравнение (16) принимает вид

$$\sigma = \frac{Q(\varepsilon)}{G(\varepsilon)} (1 - e^{-G(\varepsilon)t}). \quad (19)$$

Окончательно с учетом (14) получим

$$\sigma = E_S(\varepsilon) \left(\frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\varepsilon)\varepsilon \right) \frac{1 - e^{-\mu(\varepsilon)\gamma t}}{\mu(\varepsilon)}. \quad (20)$$

В момент обрыва хлопковой пряжи при $\varepsilon = \varepsilon_k$ уравнение (20) принимает вид

$$\sigma_k = E_{sk} \left(\frac{d\varepsilon}{dt} + \mu_k \varepsilon_k \right) \frac{1 - e^{-\mu_k \gamma_k t_k}}{\mu_k}, \quad (21)$$

где σ_k – критическое напряжение (прочность), при которой обрывается пряжа; E_{sk} – статический модуль деформации хлопковой пряжи в момент обрыва при $t=t_k$; μ_k – параметр вязкости хлопковой пряжи в момент обрыва; $\gamma_k = E_{Dk}/E_{sk}$, E_{Dk} – динамический модуль деформации пряжи в момент обрыва.

Уравнение (21) содержит 7 параметров: E_{sk} , ε_k , t_k , $d\varepsilon/dt$, μ_k , γ_k и E_{Dk} .

Скорость деформирования $d\varepsilon/dt$ также считается известной в момент обрыва пряжи. В эксперименте значение $d\varepsilon/dt$ задается. Параметр объемной вязкости хлопковой пряжи μ_k в момент обрыва пряжи неизвестен. Коэффициент вязкости или параметр вязкости хлопковой пряжи не определялся. Эта экспериментальная задача на перспективу, поэтому здесь считаем, что в процессе растяжения пряжи до обрыва параметр вязкости хлопковой пряжи уменьшается на величину γ_m , т.е., согласно [22],

$$\mu_k = \mu_N / \gamma_m, \quad (22)$$

где $\mu_N = 100 \text{ с}^{-1}$, $\gamma_m = 4$ [22].

Значение γ_k в момент обрыва пряжи определяется из соотношения [22], т.е.

$$\gamma_k = \gamma_m + (\gamma_m - \gamma_N) \left(\frac{d\varepsilon}{\mu_k dt} \right)^\omega, \quad (23)$$

где $\gamma_N = 1.1$; $\omega = 0.1$ по [22].

Параметр E_{Dk} в момент обрыва непосредственно не входит в формулу (21). Однако, учитывая $\gamma_k = E_{Dk}/E_{sk}$, можно считать, что модуль динамического деформирования хлопковой пряжи входит в формулу (21) через соотношение

$$E_{Dk} = \gamma_k E_{sk}. \quad (24)$$

Значения параметров E_{sk} , ε_k и t_k определяются из результатов опытов по растяжению хлопковой пряжи до обрыва.

Значение статического модуля деформации хлопковой пряжи E_{sk} в момент обрыва равняется критическому значению данного модуля E_k . Изменение E_k в зависимости от линейной плотности хлопковой пряжи рассмотрено в [22]. На основе анализа результатов обработки экспериментов по растяжению хлопковой пряжи до обрыва получена формула в следующем виде [22]:

$$E_k(T) = E_{kk} (T/T_s)^{\chi_5}, \quad (25)$$

где $E_{kk} = 2222.35 \text{ МПа}$; $T_s = 50.0 \text{ текс}$; $\chi_5 = -0.365873$; T – линейная плотность пряжи, текс.

Происхождение формулы (25) и ее параметров подробно рассмотрено в [22].

Изменение значения критической деформации ε_k в момент обрыва пряжи в зависимости от линейных плотностей хлопковой пряжи получено в [22] на основе обработки результатов экспериментов и получена формула, имеющая следующий вид:

$$\varepsilon_k(T) = a_k + b_k T, \quad (26)$$

где $a_k = 0.056204$; $b_k = 0.000453 \text{ текс}^{-1}$.

Изменение критического времени t_k , за которое происходит обрыв хлопковой пряжи в зависимости от линейной плотности пряжи, приведено также в [22].

Критическое время – это время потраченное на процесс растяжения пряжи от начала ($\varepsilon=0$) до обрыва ($\varepsilon=\varepsilon_k$). Значение t_k фиксируется программным обеспечением большинства растягивающих экспериментальных установок и выдается на печать в автоматическом режиме.

Зависимость критического времени t_k от линейной плотности хлопковой пряжи в [22] определена на основе результатов экспериментов и имеет следующий вид:

$$t_k(T) = a_{tk} + b_{tk}T \cdot \quad (27)$$

Таким образом, все параметры формулы (21) можно считать известными. Из параметров формулы (21), $d\varepsilon/dt$ задается в эксперименте или определяется из условий технологических процессов текстильного производства. Значение μ_k определяется из уравнения (22), а γ_k – из (23).

Значения E_k , ε_k и t_k определяются из уравнений (25), (26) и (27) соответственно.

Используя формулу (21) и соотношения (22)–(27) можно определить значение критического напряжения – прочности хлопковой пряжи для любой линейной плотности пряжи. Отсюда следует, что полученную новую формулу (21) на основе физической нелинейной модели (9) можно использовать для определения, оценки и прогноза прочности хлопковой пряжи.

В отличие от формулы А.Н.Соловьева (1), формула (21) является более простой и все ее параметры имеют физический смысл и она физически и математически корректна. Главное – для использования на практике формулы (21) достаточно значения линейной плотности хлопковой пряжи. Все остальные параметры формулы (21) определяются через значения линейной плотности однозначно из соотношений (22)–(27).

Достоверность формулы (21) определяется сопоставлением результатов расчетов с результатами экспериментов.

Прочность пряжи на основе наследственной теории вязкоупругости. Формула (21) получена на базе физически нелинейного закона (9), основу которого составляет модель стандартно-линейного тела или линейная вязкоупругая модель. В теории вязкоупругости наиболее совершенными считаются реологические законы наследственного типа [23]. Аналогичное к формуле (21) соотношение можно получить из наследственно-вязкоупругой модели типа

$$\sigma(t) = E_0\varepsilon(t) - E_\infty \int_0^t R(t-\tau) \varepsilon(\tau) d\tau, \quad (28)$$

где E_0 – мгновенный модуль деформации пряжи; E_∞ – длительный модуль деформации пряжи; $R(t-\tau)$ – функция (ядро) релаксации; t – общее время; τ – текущее время.

В качестве ядра релаксации, как предлагается в работах [3, 24], используется функция Колтунова–Ржаницына в виде

$$R(t-\tau) = Ae^{-\beta t} t^{\alpha-1}, \quad (29)$$

где A , β и α – коэффициенты, определяемые из соответствующих экспериментов.

В уравнении (28) мгновенный модуль деформации E_0 , в нашем случае, соответствует модулю E_D , а E_∞ соответствует E_S . При $\varepsilon = \varepsilon_k$, $E_D = E_{Dk}$, $E_\infty = E_{Sk} = E_k$, с параметрами ядра релаксации (29) ситуация более сложная. Значения A , β и α , согласно [24], для пряжи с линейной плотностью $T=29.4$ текс равны: $\alpha=0.0623$; $\beta=0.0486$; $A=0.02065$. Эти значения определены из результатов экспериментов, приведенных в [24].

Уравнение (29), согласно модели (28), должно иметь размерность c^{-1} , тогда значение A должно быть безразмерным, β должно иметь размерность c^{-1} ; α должно быть безразмерным. Размерность уравнения (29) в c^{-1} получаем только в случае $\alpha=0$. В работах [24,25] вопросы размерностей этих коэффициентов и их зависимости от линейных плотностей пряжи не обсуждаются. Не обсуждается также физический смысл коэффициентов A , β и α . Тем не менее, модель (28) с ядром релаксации (29) считается одной из лучших реологических моделей, описывающих неупругое поведение материалов [3, 24, 25].

Критическое напряжение в момент обрыва пряжи, согласно модели (28), определяется из уравнения

$$\sigma_k = E_{Dk} \varepsilon_k - E \int_0^t R(t-\tau) \varepsilon(\tau) d\tau. \quad (30)$$

Используя значения A , β , α и соотношение (29), из (30) определяем значение критической нагрузки σ_k для пряжи по модели наследственной упругости (28). Здесь необходимо отметить, что, очевидно, коэффициенты A , β , α зависят от линейной плотности пряжи. Эти зависимости должны устанавливаться экспериментально. Однако в настоящее время такие данные отсутствуют.

Таким образом, прочность пряжи можем определить расчетным путем по формуле А.Н.Соловьева на основе физически нелинейной упруговязкопластической и наследственно-упругой моделей, и результаты этих расчетов сопоставить с результатами экспериментов.

Прочность определяемая из результатов экспериментов по растяжению хлопковой пряжи до обрыва. В экспериментах по растяжению хлопковой пряжи до обрыва при достижении растягивающей силы F критического значения F_k пряжа обрывается. Значение силы F_k , определенное из усредненных диаграмм $F(\varepsilon)$ для одной хлопковой пряжи (из одной бобины) с конкретной фактической линейной плотностью, приведено в [22]. Таким образом, в [22] значение F_k в сН величина средняя из 50 зависимостей $F(\varepsilon)$ при одной фактической линейной плотности хлопковой пряжи. Далее в [22] значения F_k и T усреднены для группы линейных плотностей, где значения T очень близки. Используя значения усредненных линейных плотностей хлопковой пряжи T и вторично усредненных значений F_k , в [22] построена графическая зависимость $F_k(T)$, которая описана уравнением

$$F_k(T) = a_k + b_k T, \quad (31)$$

где $a_k=3.5235$ сН; $b_k=11.6398$ сН/текс.

Согласно (30), значение критической силы, после достижения которой происходит обрыв хлопковой пряжи, прямо пропорционально значению линейной плотности хлопковой пряжи. По формуле (31) можно определить и прогнозировать разрывную нагрузку хлопковых пряж, изготовленных пневмомеханическим способом кардной системы, с которыми проводились опыты в [22].

Таким образом, для оценки и прогноза прочности хлопковых пряж имеем:

- формулу А.Н.Соловьева (1);
- формулу (21), предложенную в [22] на основе физически нелинейного закона (9);
- формулу (30) полученную на основе наследственной теории вязкоупругости;
- формулу (31), полученную на основе обработки (трехкратного усреднения) результатов экспериментов по растяжению хлопковой пряжи до обрыва;
- фактические результаты экспериментов по 50 - кратному растяжению каждой конкретной пряжи до обрыва (прочность пряжи) из [22].

Теперь имеется возможность их сопоставить.

Сопоставление результатов расчетов прочности хлопковой пряжи по предложенным методам с результатами экспериментов. Для сопоставления результатов расчетов и экспериментов необходимо во всех случаях определять прочность пряжи с одинаковой размерностью.

Прочность пряжи, как отмечалось, характеризуется удельной разрывной нагрузкой [1, 3]

$$P = \frac{F_k}{T}, \text{ сН/текс.} \quad (32)$$

Уравнение (21) переводим в (29), используя приведенную в [22] переходную формулу для оценки прочности пряжи в сН/текс, полученную при обработке результатов экспериментов с конкретными пряжами

$$\sigma = 15 \frac{F}{T}. \quad (33)$$

С учетом (30) формулу (21) приведем к виду

$$P_k = \frac{F_k}{T} = \frac{\sigma_k}{15} = \frac{E_{Sk}}{15} \left(\frac{d\varepsilon}{dt} + \mu_k \varepsilon_k \right) \frac{1 - \exp(-\mu_k \gamma_k t_k)}{\mu_k}, \text{ сН/текс.} \quad (34)$$

Прочность пряжи, определяемая по формуле (31) и предложенная впервые в [22], основывается на параметрах деформации при растяжении хлопковой пряжи. Для краткости, этот предложенный метод назовем деформационным.

Формулу А.Н.Соловьева (1) с учетом соотношений

$$N_B = \frac{1}{T_B}, \quad N_{II} = \frac{1}{T_{II}} \quad (35)$$

приведем к виду

$$P_{II} = \frac{P_B}{T_B} \left\{ 1 - 0.0375 H_0 - \frac{2.65}{\sqrt{\frac{T_{II}}{T_B}}} \left(1 - \frac{5}{L_{III}} \right) \chi_k \eta \right\}, \text{ сН/тек.с} \quad (36)$$

Формулу (30) также с использованием соотношения (33) приведем к виду

$$P_H = \frac{1}{15} \left(E_{Dk} \varepsilon_k - E_{Sk} \int_0^t R(t-\tau) \varepsilon(\tau) d\tau \right), \text{ сН/текс.} \quad (37)$$

Уравнение (31) примет вид

$$P_0 = \frac{F_k}{T} = b_k + \frac{a_k}{T}. \quad (38)$$

Таким образом, удельная прочность хлопковой пряжи определяется расчетным путем. Для наглядности еще раз приведем их в сводном виде:

- по методу А.Н.Соловьева (формула (36)):

$$P_{II} = \frac{P_B}{T_B} \left\{ 1 - 0.0375 H_0 - \frac{2.65}{\sqrt{\frac{T_{II}}{T_B}}} \left(1 - \frac{5}{L_{III}} \right) \chi_k \eta \right\}, \text{ сН/текс;} \quad (39)$$

- по деформационному методу (формула (34)):

$$P_k = \frac{F_k}{T} = \frac{\sigma_k}{15} = \frac{E_{Sk}}{15} \left(\frac{d\varepsilon}{dt} + \mu_k \varepsilon_k \right) \frac{1 - \exp(-\mu_k \gamma_k t_k)}{\mu_k}, \text{ сН/текс;} \quad (40)$$

- по нелинейному закону (9):

$$\frac{d\sigma}{E_D(\varepsilon)dt} + \mu(\varepsilon) \frac{\sigma}{E_S(\varepsilon)} = \frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\varepsilon) \varepsilon \quad \text{при} \quad \frac{d\varepsilon}{dt} > 0, \quad 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_k; \quad (41)$$

- по наследственной модели (формула (37)):

$$P_H = \frac{1}{15} \left(E_{Dk} \varepsilon_k - E_{Sk} \int_0^t R(t-\tau) \varepsilon(\tau) d\tau \right), \text{ сН/текс;} \quad (42)$$

- на основе первоначальных экспериментальных значений F_k и T фактическая прочность определяется по формуле, согласно результатам экспериментов, приведенных в [22]:

$$P_\Phi = F_k / T_\Phi; \quad (43)$$

- на основе усредненных значений P_Φ по группам линейных плотностей [22] или по формуле (42)

$$P_0 = \frac{F_k}{T} = b_k + \frac{a_k}{T}. \quad (44)$$

Эти результаты приведены на рисунке.

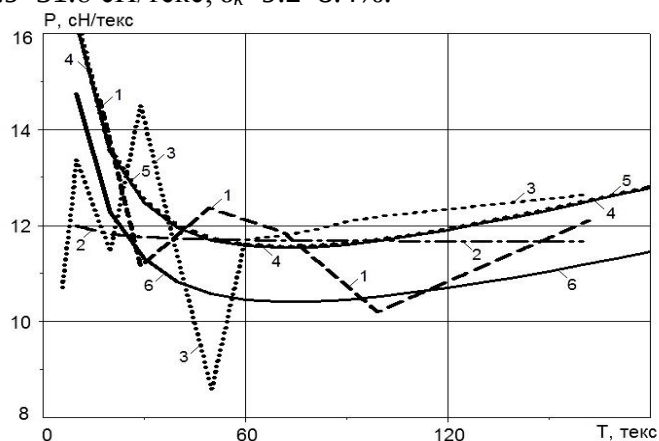
Здесь на рисунке пунктирная кривая 1 относится к изменению прочности пряжи, определенной по результатам экспериментов, приведенных в [22], и по формуле (43). Кривая 1 показывает изменение фактической прочности пряжи в зависимости от фактической линейной плотности пряжи. Как видно из рисунка (кривая 1), при меньших значениях линейной плотности пряжи при $T=14.0$ текс прочность самая большая, и с увеличением линейной плотности значение прочности уменьшается. Далее значение прочности колеблется в пределах $P_\phi=11$ сН/текс.

Штриховая кривая 2 (см. рисунок) относится к изменению прочности по усредненным группам линейных плотностей либо по уравнению (44).

Здесь значение прочности медленно и монотонно уменьшается с увеличением линейной плотности. Кривые 1 и 2 получены из результатов экспериментов по растяжению пряжи до обрыва. Их условно назовем экспериментальными кривыми, причем кривая 1 – это фактическое изменение прочности, а кривая 2 – усредненное изменение прочности хлопковой пряжи.

Кривая 3 (пунктирная линия) на рисунке получена методом А.Н.Соловьева (39). При расчетах прочности хлопковой пряжи штапельная длина L_{III} , линейная плотность T_B , удельная разрывная нагрузка хлопкового волокна P_B приняты согласно [1] и они следующие: $L_{III}=27-41$ мм; $T_B=0.125-0.2$ текс; $P_B=30.9-31.8$ сН/текс; $\epsilon_k=9.2-8.4\%$.

Далее, по методике, изложенной в [1], по формуле (39) определяли удельную прочность пряжи. Как видно из рисунка, кривая 3, полученная расчетным путем по методу А.Н.Соловьева, с фактической экспериментальной кривой 1 не совпадает. Однако с усредненной экспериментальной кривой 2 идет совпадение, т.е. кривая 3 колеблется вокруг кривой 2. Расчетная формула (39), по существу, основана на величине удельной прочности волокна $P_{ПВ}=P_B/T_B$. Остальные множители фактически влияют в сторону уменьшения этой прочности. Таким образом, формула А.Н.Соловьева (39) показывает, на сколько использована прочность волокна в прочности пряжи, или в какой степени прочность волокна предопределяет прочность пряжи. Фактически в формуле (39) выражения в скобках обозначают коэффициент использования прочности волокна в хлопковой пряже. Этот коэффициент можно структурировать следующим образом:



Сопоставление результатов расчета прочности пряжи с экспериментом: 1 – эксперимент; 2 – усредненный эксперимент; 3 – метод А.Н.Соловьева; 4 – деформационный метод; 5 – по нелинейной модели; 6 – по наследственной модели

$$K_{ПВ} = K_H K_{III} K_{II}, \quad (45)$$

где $K_{ПВ}$ – коэффициент использования прочности хлопкового волокна; K_H – коэффициент влияния неровноты пряжи; K_{III} – коэффициент влияния штапельной длины волокна; K_{II} – коэффициент влияния состояния производства на прочность пряжи.

Эти коэффициенты соответственно равны [1]

$$K_H = 1 - 0.0375 H_0 - \frac{1.65}{\sqrt{\frac{T_{II}}{T_B}}}, \quad (46)$$

$$K_{III} = 1 - \frac{5}{L_{III}}, \quad K_{II} = \chi_k \eta. \quad (47)$$

Если удельная разрывная нагрузка хлопкового волокна в расчетах в зависимости от штапельной длины и линейной плотности меняется в пределах $P_{ПВ}=22-35$ сН/текс, а прочность пряжи $P_{П}=10.7-12.19$ сН/текс, то изменение значения коэффициента $K_{ПВ}$ составит

$$K_{ПВ} = P_{П} / P_{ПВ} = 0.486-0.348. \quad (48)$$

Это означает, что в пряже используется от 35 до 50 % прочности хлопкового волокна. Можно полагать, что в среднем прочность пряжи меньше прочности хлопкового волокна в 2–3 раза. Сопоставление экспериментальных кривых с кривой А.Н.Соловьева (см.рисунок, кривые 1–3,) показывает, что в целом они не совпадают.

Кривая 4 получена по формуле (40). Совпадение кривой 4 с фактической экспериментальной кривой 1 и усредненной экспериментальной кривой 2 лучше, чем с кривой 3, полученной по методу А.Н.Соловьева. Для небольших линейных плотностей пряжи совпадение кривых 1 и 4 100%-ное. Далее кривая 4 на 90–95% наиболее близко совпадает с кривой 2. Кривая 4, как и кривая 2, изменяется плавно и монотонно. Все это указывает на преимущество предложенного деформационного метода расчета прочности хлопковой пряжи.

Кривая 5 на рисунке получена численным решением уравнения (9) по методике, изложенной в [22]. Когда изменения деформации растяжения пряжи происходят как в эксперименте по закону $\varepsilon = \varepsilon_k \sin \pi t / 2t_k$, кривые 4 и 5 полностью на 100% совпадают [22]. В этих случаях скорость деформирования пряж ($d\varepsilon/dt = 0.015$ с⁻¹) для этих кривых одинаковая. С увеличением скорости деформирования кривые 4 и 5 начинают расходиться.

Кривая 6 на рисунке получена по формуле (42), т.е. по наследственной модели, с использованием метода Симпсона при вычислении интеграла. При малых значениях линейной плотности пряжи кривая 6 близко совпадает с экспериментальной кривой 1. Далее она существенно отходит от экспериментальных кривых 1 и 2. Однако кривая 6 проходит почти параллельно кривым 4 и 5. При расчетах кривой 6 были использованы значения A , β , и α , определенные в [24] для пряжи с линейной плотностью $T=29.4$ текс, которые для всех линейных плотностей оставались неизменными.

Разумеется, значения этих коэффициентов для различных линейных плотностей будут разными. Существенное несовпадение кривой 6 с экспериментальными кривыми объясняется этим обстоятельством. Однако экспериментальное определение зависимости этих коэффициентов для пряж с различными линейными плотностями и способов их изготовления, согласно методикам [25], существенно трудоемкая и объемная работа. Это обстоятельство еще раз подчеркивает преимущество предложенного деформационного метода своей относительной простотой. Кроме того, деформационный метод из всех рассмотренных расчетных методов, единственный, где учитывается скорость деформирования пряжи, т.е. скорость приложения или динамический характер нагрузки при растяжении пряжи.

Деформационный метод определения прочности хлопковой пряжи. Приведем в сводном виде последовательность определения прочности хлопковой пряжи расчетными формулами деформационного метода. Для конкретной линейной плотности T хлопковой пряжи ее прочность последовательно определяется по следующим формулам (I) – (VI).

1. Определяется значение критической деформации ε_k при котором обрывается пряжа, по формуле

$$\varepsilon_k = a_k + b_k T, \quad (I)$$

где $a_k=0.056204$; $b_k=0.000453$ текс⁻¹.

2. Определяется значение статического модуля деформации в момент обрыва пряжи при $\varepsilon=\varepsilon_k$ по формуле

$$E_{Sk} = E_{kk} (T/T_s)^{\chi_5}, \quad (II)$$

где $E_{kk}=2222.35$ МПа; $T_s=50$ текс; $\chi_5 = -0.365873$.

3. Определяется значение скорости деформирования $d\varepsilon/dt$ пряжи в зависимости от технологических процессов текстильного производства. При скорости растяжения пряжи $v=500$ м/мин значение $d\varepsilon/dt=0.0162$ с⁻¹ [22].

4. Определяется значение параметра объемной вязкости μ_k в момент обрыва пряжи, характеризующее внутреннее трение в пряже при ее растяжении, по формуле

$$\mu_k = \mu_N / \gamma_m, \quad (III)$$

где $\mu_N=100$ с⁻¹; $\gamma_m=4$, согласно [22].

5. Определяется значение γ_k в момент обрыва пряжи по формуле

$$\gamma_k = \gamma_m + (\gamma_m - \gamma_N) \left(\frac{d\varepsilon}{\mu_k dt} \right)^\omega, \quad (IV)$$

где $\gamma_N=1.1$; $\omega=0.1$ согласно [22].

6. Определяется значение критического времени t_k , потраченное на деформирование пряжи до обрыва, по формуле

$$t_k = a_{tk} + b_{tk} T, \quad (V)$$

где $a_{tk}=3.578985$ сек; $b_{tk}=0.024199$ с/текс, согласно [22].

7. Определяется значение прочности хлопковой пряжи по формуле

$$P_{II} = \frac{E_{sk}}{15} \left(\frac{d\varepsilon}{dt} + \mu_k \varepsilon_k \right) \frac{1 - \exp(-\mu_k \gamma_k t_k)}{\mu_k}, \text{ сН/текс.} \quad (VI)$$

По формуле (VI) значение прочности хлопковой пряжи получаем в сН/текс.

Таким образом, по деформационному методу, прочность хлопковой пряжи определяется за семь шагов. Данный метод существенно проще метода А.Н.Соловьева, и, как было показано выше, намного точнее.

Заключение. Полученные результаты и их анализ позволяют сформулировать следующие выводы:

1. На основе разработанного нелинейного закона получена формула для определения и прогноза прочности хлопковых пряж. Сопоставлением результатов расчета, полученных по предложенной формуле, по методу А.Н.Соловьева с результатами экспериментов показано преимущество предложенного деформационного метода.

2. Предложенный деформационный метод определения, оценки и прогноза прочности пряжи наиболее близко соответствует результатам экспериментов, и он единственный из существующих методов, где учитывается скорость деформирования при динамическом растяжении пряжи.

3. Сопоставление результатов расчетов прочности пряжи с использованием различных методов и результатов экспериментов показывает, что наиболее совпадающими и близкими к эксперименту являются результаты деформационного метода.

4. Предложенный деформационный метод можно применять при определении и прогнозе прочности для других разновидностей пряж и текстильных нитей, тканей, а также текстильных материалов. В этих случаях необходимо определить и уточнить коэффициенты соотношений (I)–(VI) из результатов экспериментов по испытанию их на разрыв.

5. В перспективе необходимо на основе соответствующих серийных экспериментов определить влияние изменения скорости деформирования и способов технологии изготовления пряжи на значения коэффициентов соотношений (I)–(VI), а также определить экспериментально значение коэффициента объемной вязкости (внутреннего трения в пряже) при разных значениях скорости деформирования для разных пряж при растяжении до обрыва.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Кукин Г.Н., Соловьёв А.Н. Текстильное материаловедение. Часть 2. М.: Легкая индустрия, 1964. –380 с.
- [2] Morton W.E., Hearle J.W.S. Physical properties of textile fibers. Fourth edition. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2008. –765 p.
- [3] Щербаков В.П. Прикладная и структурная механика волокнистых материалов. М.: Тисопринт, 2013. –304 с.
- [4] Hearle J.W.S., Lomas B., Cooke W.D. Atlas of Fibre fracture and Damage to textiles. Second edition. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2000. –460 p.
- [5] Morton W.E., Hearle J.W.S. Physical properties of textile fibers. 3-d ed., 1993. –795 p.
- [6] Kausch H.H. Polymer fracture. New York, 1978. –430 p.
- [7] Кукин Т.Н., Соловьёв А.Н., Кобляков А.И. Текстильное материаловедение (волокна и нити). М.: Легпромбытиздат, 1989. – 350 с.
- [8] Мортон В.Е., Херл Дж.В. Механические свойства текстильных волокон. М.: Легкая индустрия, 1971. –184 с.
- [9] Херл Дж.В., Петерс Р.Х. Структура волокон. М.: Химия, 1969. –400 с.
- [10] Бузов Б.А., Модестова Т.А., Алыменкова Н.Д. Материаловедение швейного производства. М.: Легпромбытиздат, 1986. –424 с.
- [11] Бузов Б.А., Алыменкова Н.Д. Материаловедение в производстве изделий лёгкой промышленности (швейное производство). М.: Академия, 2004. –448 с.
- [12] Сталевич А.М. Деформирование ориентированных полимеров. СПб.: СПГУТД, 2002. –250 с.
- [13] Макаров А.Г. Прогнозирование деформационных процессов в текстильных материалах. СПб.: СПГУТД, 2002. –220 с.
- [14] Бартенев Г.М., Зелёнов Ю.В. Релаксационные явления в полимерах. Л.: Химия, 1972. –250 с.
- [15] Бартенев Г.М., Френкель С.Я. Физика полимеров. Л.: Химия, 1990. –432 с.
- [16] Щербаков В.П., Скуланова Н.С. Основы теории деформирования и прочности текстильных материалов. М.: МГТУ им. А.Н.Косыгина, 2008. –332 с.
- [17] Жерницын Ю.Л., Гуламов А.Э. Методическое указание по выполнению научно-исследовательских и лабораторных работ по испытанию продукции текстильного назначения. Ташкент, 2007. –96 с.
- [18] Севостьянов А.Г. Методы и средства исследования механико-технологических процессов текстильной промышленности. М.: МГТУ, 2007. –648 с.
- [19] Корицкий К.И. Технично-экономическая оценка и проектирование качества текстильных материалов. М.: Легкая и пищевая промышленность, 1983. –160 с.
- [20] Раха И.М. Определение прочности хлопчатобумажной пряжи//Изв. вузов. Технология текстильной промышленности. 1993. №5. С. 27–31.
- [21] Корицкий К.И. Основы проектирования свойств пряжи. М.: Гизлегпром, 1963. –246 с.
- [22] Султанов К.С., Исмоилова С.И. Структурная прочность текстильных нитей. Ташкент: Фан, 2017. –256 с.
- [23] Сталевич А.М., Тиранов В.Г. Наследственная упругость нитей и тканей//Вестник СПГУТД. 1997. №3. С.101–110.
- [24] Макаров А.Г. Прогнозирование деформационных процессов в текстильных материалах. СПб.: СПГУТД, 2002. –220с.
- [25] Колтунов М.А. Ползучесть и релаксация. М.: Высшая школа, 1976. – 277 с.

Дата поступления
24.05.2022

Исмоилова С.И., Султанов К.С., Ҳазратова Т.Я., Бегманов Р.А. Тўқимачилик ва пахта ипларининг мустаҳкамлигини ҳисоблашнинг деформацион усули

Аннотаци: Мақолада нозичиқли деформация қонуни асосида олинган формулалар бўйича пахта ипларининг таранглик юқлари таъсирида мустаҳкамлигини ҳисоблаш усуллари, турли чизикли зичликка эга бўлган пахта ипларининг деформацияланиш экспериментал ва назарий тадқиқотлари таҳлил қилинган. Иппинг мустаҳкамлигини аниқлаш, баҳолаш ва башорат қилишнинг деформация усули тажриба натижаларига энг яқин ва иппинг динамик чўзилиши пайтида деформация тезлигини ҳисобга оладиган ягона усул сифатида таклиф этилган.

Калим сўзлар: пахта ипи; тола; куч; чизикли зичлик, деформация; чўзиш; таркибий хусусиятлари; ҳаракат тезлиги; синиши; критик куч.

Ismoilova S.I., Sultanov K.S., Khazratova T.Ya., Begmanov R.A. Deformation method for calculating the strength of textile threads and yarns

Abstract: The article analyzes methods for calculating the strength of cotton yarns under tensile loads according to formulas obtained on the basis of the law of nonlinear deformation, experimental and theoretical studies of the deformation of cotton yarns with different linear densities in tension. A deformation method for determining, evaluating and predicting the strength of yarn is proposed as the closest to the results of experiments, and the only one of the existing methods that takes into account the strain rate during dynamic stretching of the yarn.

Keywords: cotton yarn; fiber; strength; linear density, deformation; stretching; structural properties; movement speed; breakage; critical power.

СТАТИСТИЧЕСКИЙ МЕТОД ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОЧИСТКИ МЕЛКОГО СОРА И ПЫЛИ ПРИ ТРАНСПОРТИРОВКЕ ХЛОПКА-СЫРЦА

Мардонов Б., Салимов О.

Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности, Ташкент, Узбекистан

E-mail: o.salimov90@gmail.com

Аннотация: В статье проведены статистические исследования по оценке эффективности очистки мелкого сора и пыли при транспортировке хлопка и зависимости уровня засоренности хлопка от длины устройства. По результатам опытов и анализа данных их статистической обработки установлена возможность улучшения качества волокна за счет снижения влажности хлопка и повышения эффективности очистки устройства транспортировки.

Ключевые слова: хлопок-сырец; транспортировка хлопка; мелкий сор; колковый инек; сетчатая поверхность; пыль; класс волокна.

Введение. Рост мощностей по переработке хлопка в текстильном производстве и развитие следующих технологических процессов—пряжения, ткачества, окраски и шитья, а также развитие хлопковой промышленности поставили задачи повышения производственных мощностей, производительности оборудования и качества продукции и снижения себестоимости.

При транспортировке хлопка от бунтовых площадок и складских помещений до производства применяют, в основном, пневматический транспорт отсасывающего типа, ленточные и винтовые конвейеры [1].

Преимуществом пневмотранспортного оборудования является то, что система трубопроводов рабочего воздуха может быть легко изменена в зависимости от расположения складских площадей на хлопкоочистительных заводах, ее длина может быть увеличена за счет присоединения дополнительных элементов к воздуховодам первичного воздуха, а также может обеспечивать удаление мелкого сора и пыли с хлопка.

Оборудование, используемое для транспортировки хлопка в хлопкоочистительных заводах, работает следующим образом: хлопок подается в воздушный трубопровод с помощью механического конвейера (РП) и вспомогательного ленточного конвейера.

Хлопок транспортируется воздухом по трубопроводу, тяжелые примеси очищаются в камнеуловителе и отделяются от транспортирующего воздуха в сепараторе (СС-15А).

Загрязненный воздух подается к пылеуловителям (ЦС-6+ВЗП-1200) через воздухопровод центробежным вентилятором (ВЦ-12М). Он, в свою очередь, очищает воздух от мелких органических и минеральных частиц (пыли) вместе с волокнистыми отходами перед выбросом в атмосферу [2].

Материалы и методы. Установлено, что используемое на хлопкоочистительных заводах оборудование для транспортировки хлопка показывает снижение качества производимого продукта и увеличение количества пыли в воздухе из-за низкой эффективности очистки хлопка от мелкого сора и пыли.

Причиной этого являются высокая влажность и засоренность при сборе и хранения хлопка. В процессе хранения хлопка было изучено, что различные грибы в его составе вызывают самосогревание и гниение хлопка за счет разложения хлопкового волокна и компонентов семян [3,4]. При сушке самосогреваемого хлопка в сушилках за счет высыхания мелких примесей и грибов он переходит из состояния аэрогеля в состояние аэрозоля и вызывает увеличение количества пыли в воздухе [5].

Наряду с удобством использования пневмотранспортной системы для транспортировки хлопка в сушилках эффективность очистки содержащегося в ней сепаратора невысока, а запыленность воздуха больше нормы, несмотря на применение двухступенчатой системы обеспыливания.

При использовании ленточного конвейера для транспортировки хлопка после сушилки вместе с хлопком он выбрасывает в воздух мелкие частицы пыли и различные вещества и вызывает ухудшение состояния окружающей среды. В связи с этим необходимо изучить вопрос транспортировки высушенного хлопка после сушилки с применением винтовых конвейеров для очистки от мелкого сора и пыли [6].

Опыты проводились на специально сконструированной и подготовленной установке, приведенной на рис. 1. Устройство для транспортирования и очистки хлопка было снабжено шнеком с колками и сетчатой поверхностью.



Рис. 1. Устройство для транспортировки и очистки хлопка:
1–электродвигатель; 2–редуктор; 3–муфта; 4–конвейер; 5–колковый шнек; 6–сетчатая поверхность.

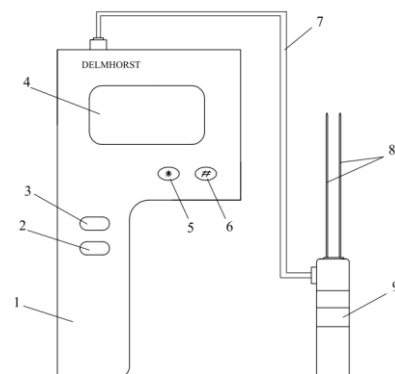


Рис. 2. Чертеж влагомера DELMHORST:
1–корпус; 2–кнопка подготовки; 3–кнопка измерения; 4–монитор; 5–кнопка измерения влажности; 6–кнопка удаления данных монитора; 7–шнур; 8–датчики; 9 – ручка датчика

По линии шнековой ленты сварены колки длиной 75 мм, диаметр шнека – 450 мм, шаг 300 мм, расстояние между колками шнека и поверхностью сетки равно 18–22 мм.

В опытных испытаниях качественные показатели хлопка и волокна определяли по стандартам (O'z DSt 592: 2008, O'z DSt 644: 2008, O'z DSt 632: 2010, O'z DSt 634: 2010).

Опыты были проведены на селекции хлопка Андижан 37, I сорт 2 класс и IV сорт 1 класс на промышленных сортах. В установленном порядке определяли первичную засорённость и после очистки в транспортно-очистительном устройстве засорённость очищенного хлопка на лабораторном приборе ЛКМ и определяли эффективность очистки устройства. Для определения влажности хлопка использован прибор DELMHORST (рис. 2).

Из хлопка, поступающего на транспортно-очистительное устройство, отбирают пробу хлопка и готовят измерительное устройство к работе. Датчики измерительного устройства 8 вставляются в образец хлопка, хлопок уплотняется вручную и нажимается измерительная кнопка 5. Содержание влаги в хлопковом волокне отображается на мониторе, а результаты испытания записываются.

Таблица 1

Уровни и интервалы варьирования факторов опыта №1

№	Именование факторов	Код	Уровень изменений			Интервал изменения
			- 1	0	+ 1	
1.	Длина устройства, м	X_1	2	5	8	3
2.	Засоренность хлопка, %	X_2	4	8	12	4
3.	Производительность устройства, т/ч	X_3	5	7.5	9	2

Для оценки эффективности очистки от мелкого сора и пыли в устройстве транспортировки выполнена статистическая обработка экспериментальных данных по двум параллельным опытам, представленным в табл. 1 и 2. Составим уравнение регрессии по данным матрицы трехфакторного эксперимента на двух уровнях для каждой функции по откликам. Обозначим через m и N соответственно число опытов и набор вариантов. В рассматриваемом случае полагаем $m=2$, $N=8$ и внесем экспериментальные данные в табл. 3.

Таблица 2

Уровни и интервалы варьирования факторов опыта №2

№	Именование факторов	Код	Уровень изменений			Интервал изменения
			- 1	0	+ 1	
1.	Длина устройства, м	X_1	2	3	4	1
2.	Засоренность хлопка, %	X_2	4	8	12	4
3.	Производительность устройства, т/ч	X_3	5	7.5	9	2

Стандартная матрица экспериментов с полным фактором

№	Диапазон изменения входных факторов			y_{1i}, y_{2i} – количество выделенных сорных примесей (%) в первом ($i=1$) и втором опытах ($i=2$)					
				$y_i = (y_{1i} + y_{2i})/2, S_i = [(y_{1i} - y_i)^2 + (y_{2i} - y_i)^2]$					
	X_1	X_2	X_3	y_{1i}	y_{2i}	y_i	S_i	$\hat{y}_i$	R_i
1	-	-	-	16.8	17.5	17.15	0.245	16.64	2.98
2	+	-	-	27.6	24.3	25.95	5.445	26.16	0.818
3	-	+	-	19.4	20.4	19.90	5.00	20.41	0.59
4	+	+	-	41.1	30.7	35.90	54.08	35.68	0.59
5	-	-	+	15.5	16.3	15.90	32.00	16.41	3.22
6	+	-	+	34.3	22.5	29.90	69.62	28.19	0.748
7	-	+	+	21.1	20.3	20.70	0.16	20.19	2.47
8	+	+	+	42.4	32.6	37.50	48.02	37.71	0.566

Проведем статистическую обработку результатов опыта в следующей последовательности [7, 8]:

1) Проверяем воспроизводимость дисперсии, характеризующей S_u^2 распределения их результатов в одном и том же числе m параллельных опытов.

$$S_u^2 = \frac{\sum_{p=1}^m (y_{up} - y_u)^2}{m - 1}.$$

Здесь u – порядковый номер варианта ($u=1, 2, \dots, N$); $p=1, 2, 3, \dots, m$ – порядковый номер параллельных экспериментов, $y_u = \frac{1}{m} \sum_{p=1}^m y_{up}$ – среднее значение данных параллельных экспериментов.

Результаты $S_u^2 = [(y_{u1} - y_u)^2 + (y_{u2} - y_u)^2]$ вносим в таблицу и вычисляем статистику

$$G = \frac{S_{u(\max)}^2}{\sum_{u=1}^N S_u^2}.$$

Принимая $S_{u(\max)}^2 = S_6^2 = 69$, вычисляем $\sum_{u=1}^8 S_u^2 = 214.57$:

$$G = \frac{S_{u(\max)}^2}{\sum_{u=1}^N S_u^2} = 0.38.$$

2) Проверяем однородность дисперсии в двух параллельных экспериментах на основе критерия Кохрена. Значения $G_{\alpha k_1 k_2}$ берутся из табличных данных, α – уровень значимости ($0 < \alpha < 1$), $k_1 = N$, $k_2 = m - 1$ – числа степеней свободы. Полагаем $m=2$, $\alpha=0.05$, $N=8$, получаем $G_{0.05, 8, 1} = 0.68$.

Поскольку имеет место неравенство $G < G_{\alpha k_1 k_2}$ то, согласно критерию Кохрена, однородность дисперсии по вариантам m параллельных опытов не опровергается, тогда дисперсию воспроизводимости можно посчитать как среднюю по вариантам, т.е.

$$S_y^2 = \frac{1}{N} \sum_{u=1}^N S_u^2 = 22.23.$$

3) Составим уравнение регрессии

$$\hat{y} = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{i < j}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i < j < l}^k b_{ijl} x_i x_j x_l,$$

где коэффициенты регрессии рассчитываются по следующим формулам:

$$b_0 = \frac{1}{N} \sum_{u=1}^N y_u, \quad b_i = \frac{1}{N} \sum_{u=1}^N X_{iu} y_u, \quad b_{ij} = \frac{1}{N} \sum_{u=1}^N X_{iu} X_{ju} y_u, \quad b_{ijk} = \frac{1}{N} \sum_{u=1}^N X_{iu} X_{ju} X_{ku} y_u.$$

Таким образом, уравнение регрессии имеет следующий вид:

$$y_1 = 25.175 + 6.763X_1 + 3.325X_2 + 0.450X_3 + 1.438X_1X_2 + 0.563X_1X_3 + 0.150X_2X_3 - 0.363X_1X_2X_3. \quad (1)$$

4) Оцениваем значимость коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента. Сначала рассматриваем одинаковый доверительный интервал Δb для всех коэффициентов регрессии по формуле

$$\Delta b = t_{\alpha,k} \frac{S_y}{\sqrt{N}},$$

где $t_{\alpha,k}$ – критерий Стьюдента; α – уровень значимости; $k = N(m-1)$ – число степеней свободы.

Если коэффициенты регрессии превышают по модулю доверительные интервалы, то они считаются значимыми, т.е.

$$|b_0| \geq \Delta b, \quad |b_i| \geq \Delta b, \quad |b_{ij}| \geq \Delta b, \quad |b_{ijk}| \geq \Delta b. \quad (2)$$

Из табличных данных имеем $t_{0.05,16} = 2.16$, $\Delta b = t_{\alpha,k} \frac{S_y}{\sqrt{N}} = 3.85$. В уравнении регрессии, согласно приведенному выше неравенству (2), коэффициенты b_0, b_1 будут значимыми, тогда запишем уравнение регрессии с учетом только этих коэффициентов:

$$y_1 = 25.175 + 6.763 X_1. \quad (3)$$

5) Оцениваем адекватность модели при отсутствии в уравнении регрессии незначимых коэффициентов.

Если принять регрессионные уравнения в виде (1), то дисперсия опытов тождественно будет равна нулю. В этом случае все $N=2^k$ коэффициенты регрессии будут вычислены по N значениям y , следовательно, в этом случае нет степени свободы для проверки адекватности модели. При этом условие адекватности выполняется полностью. В таком случае план эксперимента называют насыщенным. Если не учитывать какие-либо незначимые коэффициенты в уравнении регрессии (1), то появляется степень свободы, и тогда следует проверить адекватность модели. Проверка адекватности заключается в сравнении экспериментальных значений выходного параметра y с расчетными значениями $\bar{y}$ для разных уровней входных факторов и определении их относительного расхождения по формуле (в процентах):

$$R_0 = 100 \left| \frac{\bar{y} - y}{y} \right|.$$

Если использовать уравнение регрессии (3), то максимальное относительное расхождение превосходит 5%. Поэтому для обеспечения расхождения не более 5 % сохраняем в уравнении регрессии коэффициенты b_2, b_3, b_{12}, b_{13} .

Тогда уравнение регрессии принимает вид

$$\bar{y} = 25.175 + 6.763 X_1 + 3.325 X_2 + 0.450 X_3 + 1.438 X_1X_2 + 0.563 X_1X_3.$$

Результаты расчетов, представленные в табл.3, показывают, что максимальная погрешность не превышает 3.22%. Таким образом, адекватность уравнения обеспечивается при 96.78%.

6) Проверяем возможности использования линейной регрессии по критерию Фишера:

$$\bar{y} = 25.175 + 6.763 X_1 + 3.325 X_2 + 0.450 X_3. \quad (4)$$

Вычисляем остаточную дисперсию по формуле

$$S_{oc}^2 = \frac{\sum_{u=1}^8 (y_u - \bar{y}_u)^2}{N - k - 1} = 5.07,$$

где $\bar{y}_u$ – значение показателя линейной регрессии, рассчитанное по формуле (4); y_u – фактическое (см. табл.3) значение показателя; N – количество вариантов; k – количество факторов.

Рассмотрим статистику

$$F = \frac{S_{oc}^2}{S_y^2} = 0.22.$$

Проверяем критерий Фишера F_{α, k_1, k_2} по табличным данным. Здесь α – уровень значимости, $k_1 = N - k - 1$, $k_2 = N(m - 1)$ – числа степеней свободы. Если выполняется неравенство $F < F_{\alpha, k_1, k_2}$, то по критерию Фишера имеет место гипотеза адекватности. В рассматриваемом случае $k_1 = N - k - 1 = 4$, $k_2 = N(m - 1) = 16$. Из табл.3 находим $F_{\alpha, k_1, k_2} = 3.01$. Поскольку неравенство $F < F_{\alpha, k_1, k_2}$ выполняется, то критерий Фишера не опровергается. Таким образом, рекомендуется использовать линейную регрессию.

7) Чтобы использовать уравнение регрессии на практике, при различных выходных параметрах $\hat{y} = y_0$ можно будет построить пространственную поверхность и определить точки максимума и минимума функции отклика. В рассматриваемом случае поверхностью отклика является плоскость. Рассмотрим линии пересечения ее с плоскостями $X_3 = X_{30} = const$. Для фиксированных значений третьего фактора X_3 (производительность устройства, т/ч) из уравнения регрессии (4) в плоскости (X_1, X_2) ($-1 < X_1 < 1$, $-1 < X_2 < 1$) получим семейство прямых

$$y_0 = 25.175 + 6.763 X_1 + 3.325 X_2 + 0.450 X_3. \quad (5)$$

Решив равенство (5) относительно X_2 , получим семейства параллельных друг к другу прямых, устанавливающие линейную связь между засоренностью хлопка (%) и длиной устройства, м.

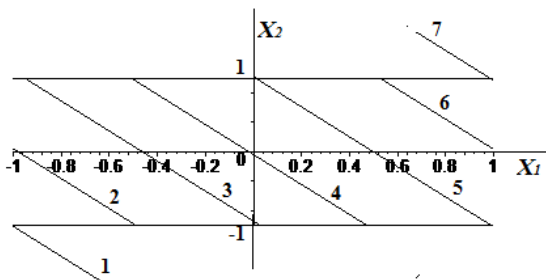


Рис. 3. Графики зависимости фактора X_2 (засорённость хлопка) от X_1 (длина устройства) при $X_3=1$ (производительность устройства равна $Q=7.5$ т/ч) при различных значениях показателя очистки устройства $y_0(\%)$: 1 – $y_0=15.5$; 2 – $y_0=19$; 3 – $y_0=22.5$; 4 – $y_0=25.5$; 5 – $y_0=29$; 6 – $y_0=32.5$; 7 – $y_0=35.6$

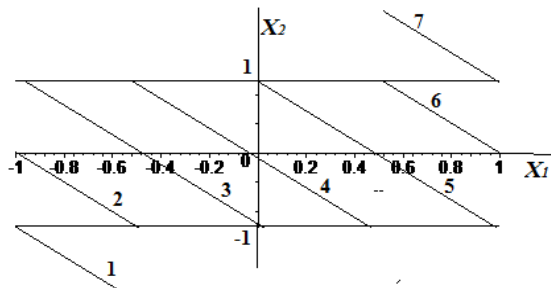


Рис.4 Графики зависимости фактора X_2 (засорённость хлопка) от X_1 (длина устройства) при $X_3=-1$ (производительность устройства равна $Q=7.5$ т/ч) при различных значениях показателя очистки устройства $y_0(\%)$: 1 – $y_0=14.6$; 2 – $y_0=18$; 3 – $y_0=21.5$; 4 – $y_0=24.5$; 5 – $y_0=28$; 6 – $y_0=31.5$; 7 – $y_0=34.6$

Например, такие прямые при $X_3=1$ (производительность устройства принимает максимальное значение $Q=7.5$ т/ч) для различных значений показателя эффективности очистки устройства y_0 (в процентах) представлены на рис.3. Из анализа графиков следует, что для выбранных значений входящих параметров показатель эффективности очистки находится в интервале $15.5 < y_0 < 35.6$. Значения факторов X_1 и X_2 , реализующие очистку с различными показателями y_0 , удовлетворяют уравнению прямых (5). Так, например, если показатель очистки принять $y_0=19\%$ (прямая 2), то такая очистка реализуется для $-1 < X_1 < -0.5$, $-1 < X_2 < 0$, причем значения X_2 удовлетворяют уравнению (5). Если принять $y_0=19\%$ (показатель реализации очистки), $X_1 = -0.8$ (длина устройства будет равна 2.4 м), то имеем $X_2 = -0.365$ (засорённость хлопка – 6.5%). Таким образом, чтобы реализовать очистку хлопка с начальной засорённостью 6.5% с показателем 19% и производительностью устройства $Q=7.5$ т/ч, следует выбрать длину устройства 2.4 м. Если принять $y_0=29\%$ (показатель

реализации очистки, прямая 5), $X_1=0.8$ (длина устройства будет равна 5.6 м), то такая реализация очистки с показателем 29% и длиной устройства 5.6 м и производительностью $Q=7.5$ т/ч соответствует для хлопка с начальной засоренностью 5.5 %.

Аналогичные зависимости между X_1 и X_2 в случае, когда производительность устройства принимает минимальное значение $Q=5$ т/ч ($X_3=-1$), представлены на рис. 4. В этом случае показатель очистки находится в интервале $14.5 < y_0 < 34.6$. Таким образом, снижение производительности в 1.5 раза практически не влияет на диапазон изменения показателя очистки.

Для оценки влияния влажности на очистительный эффект устройства были использованы экспериментальные данные, полученные в двух параллельных опытах, представленных в табл. 4 и 5.

Таблица 4

Уровни и интервалы варьирования факторов опыта №1

№	Наименование факторов	Код	Уровень изменений			Интервал изменения
			- 1	0	1	
1.	Длина устройства, м	X_1	2	5	8	3
2.	Влажность хлопка, %	X_2	7	9	11	2
3.	Производительность устройства, т/ч	X_3	5	7	9	2

Таблица 5

Уровни и интервалы варьирования факторов опыта №2

№	Наименование факторов	Код	Уровень изменений			Интервал изменения
			- 1	0	1	
1.	Длина устройства, м	X_1	2	3	4	1
2.	Влажность хлопка, %	X_2	7	9	11	2
3.	Производительность устройства, т/ч	X_3	5	7	9	2

В табл. 6 представлена полнофакторная матрица экспериментальных данных показателя очистки при различных значениях длины устройства, влажности исходного хлопка-сырца и производительности устройства.

Таблица.6

Стандартная матрица экспериментов с полным фактором

№	Диапазон изменения входных факторов			у _{1i} , у _{2i} – количество выделенных сорных примесей (%) в первом (i=1) и втором (i=2) опытах					
				$y_i = (y_{1i} + y_{2i})/2$, $S_i = [(y_{1i} - y_i)^2 + (y_{2i} - y_i)^2]$					
	X_1	X_2	X_3	y_{1i}	y_{2i}	y_i	S_i	$\hat{y}_i$	R_i
1.	-	-	-	19.2	18.1	18.65	0.605	19.12	2.54
2.	+	-	-	38.8	36.1	39.45	3.64	36.97	1.27
3.	-	+	-	21.7	22.3	22.00	0.18	21.25	2.16
4.	+	+	-	34.3	32.7	33.50	1.28	33.97	1.42
5.	-	-	+	21.2	19.3	20.25	1.80	19.77	2.34
6.	+	-	+	33.2	32.6	32.90	0.18	33.37	1.44
7.	-	+	+	16.2	15.1	15.65	0.30	16.27	3.03
8.	+	+	+	25.4	24.2	24.80	0.72	24.32	1.91

При этом имеем $G=0.418$ и поэтому по критерию Кохрена обеспечивается однородность дисперсии. Уравнение регрессии имеет вид

$$y=25.65+ 6.51 X_1-1.66 X_2- 2.25 X_3- 1.35 X_1 X_2- 1.06 X_1 X_3- 1.51 X_2 X_3+ 0.48 X_1 X_2 X_3.$$

Для проверки значимости коэффициентов регрессии вычисляем доверительный интервал

$$\Delta b = t_{\alpha,k} \frac{S_y}{\sqrt{N}} = 0.852.$$

Согласно критерию Стьюдента, коэффициент b_{123} в уравнении регрессии незначим, и уравнение регрессии без этого коэффициента имеет вид

$$\hat{y}=25.65 + 6.51 X_1- 1.66 X_2- 2.25 X_3- 1.35 X_1 X_2- 1.06 X_1 X_3- 0.51 X_2 X_3.$$

Для оценки адекватности линейной модели вычисляется статистика

$$F = \frac{S_{oc}^2}{S_y^2} = 10.03.$$

Поскольку выполняется неравенство $F > F_{\alpha, k1, k2}$, то, согласно критерию Фишера, использовать линейную модель не рекомендуется.

Зафиксировав значение третьего фактора $X_3 = X_{30} = const$ (производительность устройства, т/ч) при различных значениях показателя очистки $y = y_0$, получим семейство кривых в плоскости (X_1, X_2) , устанавливающих связь между факторами X_1 (длина устройства) и X_2 (влажность хлопка):

$$y_0 = 25.65 + 6.51 X_1 - 1.66 X_2 - 2.25 X_3 - 1.35 X_1 X_2 - 1.06 X_1 X_3 - 1.51 X_2 X_3. \quad (6)$$

На основе анализа семейства кривых (7) можно установить закономерность влияния входящих параметров на показатель очистки.

Например, такие прямые для $X_3 = 1$ (производительность устройства максимум $Q = 9$ т/ч) (рис.5) получены семейства кривых, указывающих реализации очистки в диапазоне $16 < y_0 < 30.4$. Если принять $X_3 = -1$ (производительность устройства минимум $Q = 5$ т/ч) (рис. 6), то диапазон изменения показателя очистки составляет $17.9 < y_0 < 35.2$.

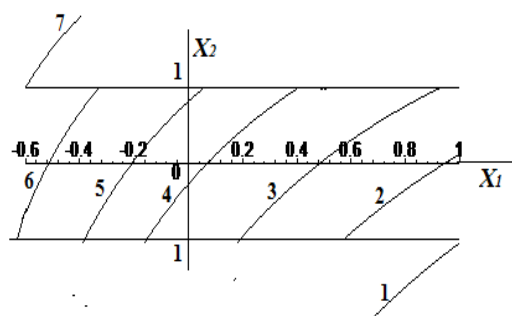


Рис.5. Графики зависимости фактора X_2 (влажность хлопка) от X_1 (длина устройства) при $X_3 = 1$ (производительность устройства равна $Q = 9$ т/ч) при различных значениях показателя очистки устройства $y_0(\%)$: 1 – $y_0 = 16$; 2 – $y_0 = 19.5$; 3 – $y_0 = 22.5$; 4 – $y_0 = 25.2$; 5 – $y_0 = 27$; 6 – $y_0 = 29$; 7 – $y_0 = 30.4$

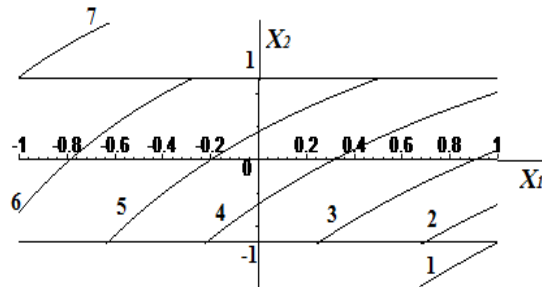


Рис.6. Графики зависимости фактора X_2 (влажность хлопка) от X_1 (длина устройства) при $X_3 = -1$ (производительность устройства равна $Q = 5$ т/ч) при различных значениях показателя очистки устройства $y_0(\%)$: 1 – $y_0 = 17.9$; 2 – $y_0 = 20$; 3 – $y_0 = 23$; 4 – $y_0 = 26.2$; 5 – $y_0 = 29.6$; 6 – $y_0 = 32.2$; 7 – $y_0 = 35.2$

По результатам экспериментов, проведенных на хлопкоочистительном заводе на устройстве конвейера для транспортировки и очистки хлопка, а также на основе анализа статистической обработки данных можно сделать следующие выводы.

Выводы. Установлена возможность реализации очистки хлопка от мелкого сора и пыли в процессе транспортировки хлопка по шнековым конвейерам (устройствам).

Показано, что влажность хлопка, переносимая передаточными элементами устройства, оказывает негативное влияние на очистку мелких сорных примесей и пыли.

По результатам экспериментальных данных, а также анализу результатов их статистической обработки установлены закономерности влияния длины шнека, исходной влажности и производительности хлопка на показатель эффективности очистки.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Зикриёв Э. Первичная переработка хлопка. Ташкент, 1999. – 255 с.
- [2] Пахтани дастлабки ишлашнинг мувофиқлаштирилган технологияси (ПДИ 70 - 2017), Тошкент “Paxtasanoat ilmiy markazi” AJ. Тошкент, 2019. – 45 б.
- [3] Salimov A.M. Modelling of technological conditions of storage of cotton-raw // International Scientific Journal Theoretical & Applied Science p-ISSN: 2308-4944 (print) e-ISSN: 2409-0085 (online), Published: Philadelphia, USA 30.10.2019 <http://T-Science.org>.
- [4] Salimov A., Khusanova Sh., Salimov O., Toshtemirov Q., Yakubov N., Rakhimjanov A. Research of The Process of Preparation and Storage of Raw Cotton Journal of optoelectronics laser ISSN: 1005-0086. Vol. 41 Issue 7. 2022.
- [5] Салимов О.А., Сабиров И.Қ., Салимов А.М., Хамидов О. Пахта тазалаш корхоналарида чангсизлантириш масалалари // ФарПИ илмий-техника журнали. 2022. № 5. – 239 б.
- [6] Сабиров И., Партиева А., Салимов А., Касимов О., Салимов О. Пахта териш машинаси. Патент №FAP02074 30.09.2022.

- [7] Алявдин Л.А. и др. Планирование и анализ исследовательского эксперимента применительно к легкой промышленности. М.: Лег. инд., 1969.
- [8] Крамер Н.Ш. Теория вероятностей и математической статистики. М., 2007. – 551 с.

Дата поступления
18.11.2022

Мардонов Б., Салимов О. Пахтани ташиида майда ифлослик ва чангдан тозалаш жараёнини баҳолашнинг статистик тадқиқи

Аннотация. Мақолада пахта тозалаш корхоналарида пахтани ташиида майда ифлослик ва чангдан тозалаш самарадорлигининг иш унумдорлиги ва пахтадаги ифлослик даражалари ҳамда қурилманинг узунлигига боғлиқлигини баҳолаш учун статистик тадқиқот олиб борилган. Шу билан бир қаторда ўтказилган ва тажриба натижалари, ҳамда уларнинг статистик шиллов натижаларининг тахлилига кўра пахтани ташии ва тозалаш қурилмасидаги пахтанинг намлигини камайтириш ҳисобига тозалаш самарадорлигини ошириб толанинг синфини яхшилаш имконияти ўрганилган.

Калим сўзлар: пахта хомашёси; пахтани ташии; майда ифлослик; қозиқчали шник; тўрли юза; чанг; статик тадқиқот; толанинг синфи.

Mardonov B., Salimov O. Statistical study of the evaluation of the processes of cleaning small litter and dust during the transportation of cotton

Annotation. The article carried out statistical studies to assess the efficiency of cleaning small litter and dust during the transportation of cotton and the dependence of the level of contamination of cotton on the length of the device. In addition, based on the results of experiments and analysis of the results of their static processing, the possibility of improving the quality of the fiber by reducing the moisture content of cotton and increasing the cleaning efficiency of the device for transporting and cleaning cotton was studied.

Keywords: raw cotton; cotton transportation; fine litter; peg auger; mesh surface; dust; static studies; fiber class.

УДК 539.3

РАСЧЕТ НА СЕЙСМОСТОЙКОСТЬ ПОДЗЕМНОГО ТРУБОПРОВОДА НА ОСНОВЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ КРИВЫХ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ С ГРУНТОМ

Мирзаев И., Шомуродов Ж.Ф.

Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: ibrahim.mir@mail.ru, jakhongir_shf@mail.ru.

Аннотация: Задача о действии распространяющейся в грунте сейсмической волны на протяженный подземный трубопровод, взаимодействующий с грунтом по нелинейной модели, решена явным методом конечных разностей. Модель взаимодействия трубопровода с грунтом задается на основе экспериментальных данных. Кривая «касательное напряжение – относительное перемещение» задается в виде функций, описывающих экспериментальную кривую. Построены конечно-разностные схемы и проведены расчеты с использованием итерационного уточнения решения на каждом шаге по времени, а также сравнены с результатами, когда кривая взаимодействия аппроксимируется кусочно-линейной функцией. При использовании кусочно-линейной аппроксимации кривой применяется итерационное уточнение решения только при переходе в какой-либо точке из одного линейного участка к соседнему. В расчетах также учитывается влияние динамического изменения давления грунта на трубопровод. Расчеты проводились для гармонической волны с частотами 50, 5, 3, 2 и 1 Гц. Проведен анализ полученных результатов и показано влияние динамического давления и структурного разрушения грунта на волновой процесс в трубопроводе.

Ключевые слова: волна; трубопровод; грунт; разрушение; итерация.

Введение. Исследование поведения подземных трубопроводов с учетом нелинейного взаимодействия с грунтом при землетрясениях является важной задачей. Обзор работ в этом направлении приведен в [1 – 7]. Некоторые подземные коммуникации построены и эксплуатируются в сейсмоопасных районах [5–11]. Это обстоятельство требует надежного обеспечения сейсмической безопасности подземных сооружений и трубопроводов [6,7,9]. Экспериментальные исследования [1,2,4] ставят вопрос об изучении влияния нелинейности в модели взаимодействия грунта и трубопровода на динамические процессы. Здесь, при определенных условиях, основную роль играют свойства грунта, это подтверждают проведенные эксперименты по определению модуля сдвига мелкозернистого грунта при различных скоростях нагружения [12]. В экспериментальных исследованиях [4,12] также на грунтах и при изучении взаимодействия трубы с грунтом выявлено разрушение структуры грунта при достаточном уровне относительного сдвига или сдвигового напряжения. Структурное разрушение грунта при сдвиговых деформациях также наблюдались в проведенных экспериментах [7, 9].

В линейных задачах сейсродинамики подземных сооружений в систему уравнений движения входят члены без производных от перемещений и углов поворотов [1,8,13]. Построение конечно-разностных схем для таких уравнений без паразитных осцилляций приведено в [14, 15]. Пространственные задачи для сложных систем подземных трубопроводов рассмотрены в [13,16].

В нелинейных задачах сейсродинамики подземных сооружений используют различные модели взаимодействия трубопровода с грунтом [17]. Нестационарная задача сейсродинамики протяженного прямолинейного трубопровода с нелинейными моделями взаимодействия рассмотрена в [18–20]. Численное решение задач сейсродинамики трубопровода с учетом структурного разрушения и последующего разжижения грунта приведено в [19].

Задачи воздействия гармонической волны, распространяющейся в грунте, на подземный трубопровод в случае нелинейного взаимодействия ранее решались методом характеристик [4].

Задачи для стержня с внешним сухим трением решены методом характеристик в работах [1,21,22]. Построено решение для стационарной задачи и описано поведение её решения.

В данной статье рассматривается нелинейная задача сейсродинамики подземного протяженного трубопровода с учетом динамического давления грунта на трубопровод и структурного разрушения грунта.

Материалы и методы. Пусть по грунту распространяется со скоростью c_g заданная плоская продольная волна $v_g(t-x/c_g) \cdot H(t-x/c_g)$, нормаль к фронту которой параллельна к оси трубопровода длиной L . Начало координатной оси Ox расположено на левом торце трубопровода.

Модель нелинейного взаимодействия трубопровода с грунтом, исходя из экспериментальных диаграмм, представим, как на рис. 1. Здесь цифрами обозначены участки модели взаимодействия. В соответствии с этим введем функцию состояния $S(x,t)$ для каждой точки деформируемого трубопровода. Функция $S(x,t)$ для фиксированного значения $x=x_i$ является кусочно-постоянной функцией t и может принимать целочисленные значения от 1 до 6. Эта функция позволяет математически корректно сформулировать нестационарную нелинейную задачу.

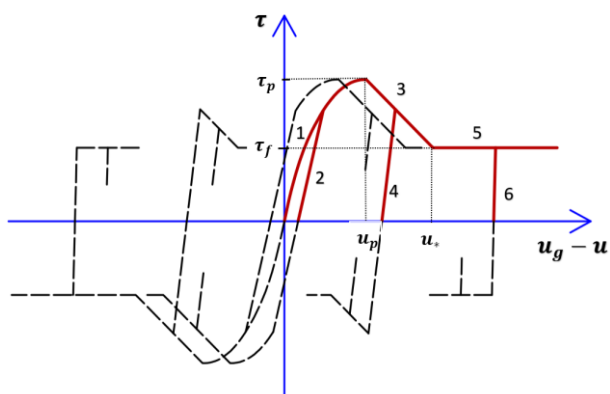


Рис. 1. Диаграмма зависимости $\tau = \psi(\sigma_N, u_g - u)(u_g - u)$

Диаграмма зависимости «касательное напряжение – относительное перемещение» (см. рис. 1) может задаваться любыми кривыми для представления экспериментальных данных. В частном случае далее выберем зависимость, представленную в [4, 23]. Сейсмическая нагрузка на подземный трубопровод действует через грунт и определяется в случае продольного взаимодействия трубопровода с грунтом по соотношению [4]

$$\tau = \psi(\sigma_N, u_g - u)(u_g - u).$$

Здесь τ – касательное напряжение, возникающее на поверхности контакта трубопровода с грунтом; σ_N – нормальное к поверхности контакта давление.

Экспериментальными исследованиями установлена зависимость силы взаимодействия τ от глубины заложения подземного трубопровода. При взаимодействии произвольной сейсмической волны с подземным трубопроводом имеет место соотношение [4] (приведем с корректировкой знака давления σ_N):

$$\sigma_N = -(\sigma_s + \sigma_d), \quad \sigma_s = -(\gamma_g h + \gamma F / D), \quad \sigma_d = \eta \sigma_g = -\eta \rho_g c_g v_g.$$

Здесь h – глубина заложения трубопровода в грунте; σ_s , σ_d – соответственно статическая и динамическая нормальные к внешней поверхности трубопровода напряжения грунта; σ_g – продольное сейсмическое напряжение в грунте при распространении продольной волны; D , F – наружный диаметр и площадь поперечного сечения трубопровода; γ_g , γ – удельный вес грунта и материала трубопровода; η – коэффициент бокового давления грунта.

Поясним модель взаимодействия, представленную на рис. 1. На первом участке зависимости в соответствии с [4,23] представим функцию $\psi(\sigma_N, u_g - u)$ в виде экспоненциальной функции $\psi(\sigma_N, u_g - u) = K_s K_N \sigma_N$, где $K_s = e^{\beta \left(1 - \frac{u_g - u}{u_*}\right)}$, и примем $S(x, t) = 1$. На участке структурного разрушения грунта примем линейную модель и $S(x, t) = 3$, а на участке с сухим трением $\tau = \tau_f \text{sign}(v_g - v)$, где $\tau_f = f \sigma_N$, при этом $S(x, t) = 5$. Функция состояния с значениями $S(x, t) = 2$, $S(x, t) = 4$, $S(x, t) = 6$ представляет состояние линейной разгрузки из состояний $S(x, t) = 1$, $S(x, t) = 3$, $S(x, t) = 5$ соответственно.

Уравнения движения трубопровода в скоростях и деформациях с учетом взаимодействия с грунтом имеют следующий вид [18, 19]:

$$\frac{\partial v}{\partial t} = c^2 \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} + \frac{\pi D}{F \rho} \tau, \quad (1)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (2)$$

$$\begin{cases} \tau = \tau_s + K_s K_N \sigma_N (u_g - u - U_s), \text{ нпу } |\tau| \leq \tau_p \text{ и } S(x, t) = 1; \\ \tau = \tau_s + k_2 (u_g - u - U_s), S(x, t) = 2, \text{ нпу } \tau \cdot (v_g - v) < 0 \text{ и } S(x, t) = 1; \\ \tau = \tau_s + k_2 (u_g - u - U_s), \text{ нпу } S(x, t) = 2 \text{ и } |\tau| \leq |\tau_{sz}|; \\ \tau = \tau_s + K_s K_N \sigma_N (u_g - u - U_s), S(x, t) = 1, \text{ нпу } |\tau| > |\tau_{sz}| \text{ и } S(x, t) = 2; \\ \tau = \tau_s + k_3 (u_g - u - U_s), S(x, t) = 3, \text{ нпу } |\tau| > \tau_p \text{ и } S(x, t) = 1; \\ \tau = \tau_s + k_3 (u_g - u - U_s), \text{ нпу } |\tau| < \tau_p \text{ и } S(x, t) = 3; \\ \tau = \tau_s + k_4 (u_g - u - U_s), S(x, t) = 4, \text{ нпу } \tau \cdot (v_g - v) < 0 \text{ и } S(x, t) = 3; \\ \tau = \tau_s + k_4 (u_g - u - U_s), \text{ нпу } S(x, t) = 4 \text{ и } |\tau| \leq |\tau_{sz}|; \\ \tau = \tau_s + k_3 (u_g - u - U_s), S(x, t) = 3, \text{ нпу } |\tau| > |\tau_{sz}| \text{ и } S(x, t) = 4; \\ \tau = \text{sign}(v_g - v) \cdot \tau_f, S(x, t) = 5, \text{ нпу } |\tau| \leq |\tau_f| \text{ и } S(x, t) = 3; \\ \tau = \text{sign}(v_g - v) \cdot \tau_f, \text{ нпу } S(x, t) = 5 \text{ и } \tau \cdot (v_g - v) \geq 0; \\ \tau = \tau_s + k_6 (u_g - u - U_s), S(x, t) = 6, \text{ нпу } \tau \cdot (v_g - v) < 0 \text{ и } S(x, t) = 5; \\ \tau = \tau_s + k_6 (u_g - u - U_s), \text{ нпу } S(x, t) = 6 \text{ и } |\tau| < |\tau_f|; \\ \tau = \text{sign}(v_g - v) \cdot \tau_f, S(x, t) = 5, \text{ нпу } |\tau| \geq |\tau_f| \text{ и } S(x, t) = 6, \\ \tau_0 = 0, U_0 = 0, \end{cases} \quad (3)$$

с начальными условиями

$$u|_{t=0} = 0 \text{ и } v|_{t=0} = 0,$$

а также с граничными условиями, такими, что напряжение на торцах трубопровода равно напряжению грунта. Тогда деформации на торцах определяются следующим образом:

$$\begin{aligned} \sigma_T|_{x=0} = \sigma_g|_{x=0} \text{ и } \sigma_T|_{x=L} = \sigma_g|_{x=L}, \\ \varepsilon|_{x=0} = \frac{\sigma_g}{E} \Big|_{x=0} = \frac{-c_g \rho_g v_g}{E} \Big|_{x=0} \text{ и } \varepsilon|_{x=L} = \frac{\sigma_g}{E} \Big|_{x=L} = \frac{-c_g \rho_g v_g}{E} \Big|_{x=L}. \end{aligned}$$

В предыдущих уравнениях приняты обозначения: $c = \sqrt{E/\rho}$ – скорость распространения волны в трубопроводе; ε , v , u – деформация, скорость и перемещение частиц по оси трубопровода; τ_p – абсолютное значение предела касательного напряжения, после которого

начинается разрушение структуры грунта; τ_f – значение касательного напряжения после завершения разрушения структуры грунта и перехода в состояние сухого трения; K_N – дополнительный коэффициент жесткости связи подземного трубопровода с контактным слоем грунта; $k_3 < 0$ – коэффициент взаимодействия в области разрушения; k_2, k_4, k_6 – коэффициенты взаимодействия в области разгрузки; f – коэффициент трения между частицами грунта; τ_{sz} – значение бокового касательного напряжения в момент начала разгрузки из любого состояния; τ_s, U_s – значение бокового касательного напряжения и разность перемещений соответствующих точек грунта и трубопровода в момент перехода из одного линейного участка кусочно-линейной зависимости к другому.

Система уравнений (1) – (3) сводится к нелинейному волновому уравнению Клейна–Гордона–Фока при выполнении условия $\sigma_N > 0$. В случае возникновения в процессе динамического взаимодействия условия $\sigma_N < 0$ эта система уравнений сводится к неустойчивому уравнению Клейна–Гордона [24].

Разобьем трубопровод длиной L на отрезки размером Δx на m частей $L = m \cdot \Delta x$. Определим $\Delta t = \Delta x / c$, являющийся предельным условием устойчивости Куранта. Дискретные значения деформации возьмем на концах отрезков Δx , а скорости частиц в середине отрезков Δx . По времени дискретные значения деформации возьмем в середине шага, а скорости частиц на каждом шаге по времени. Введем обозначение: $q = \pi D / F \rho$ [18, 19].

Представим уравнения (1), (2) и соотношения (3) их конечно-разностными аппроксимациями первого порядка точности по Δx и Δt [18, 19]:

$$\begin{aligned} \frac{v_{i+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^j}{\Delta t} &= c^2 \frac{\varepsilon_{i+1}^{j+1/2} - \varepsilon_i^{j+1/2}}{\Delta x} + q \frac{\tau_{i+1/2}^{j+1} + \tau_{i+1/2}^j}{2}; \\ \frac{\varepsilon_{i+1}^{j+1/2} - \varepsilon_i^{j+1/2}}{\Delta t} &= \frac{v_{i+1/2}^j - v_{i-1/2}^j}{\Delta x}, \\ \left\{ \begin{aligned} \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + K_{si+1/2}^{j+1} K_N \sigma_{Ni+1/2}^{j+1} (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1}), \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| \leq \tau_p \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 1; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_2 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), S_{i+1/2}^{j+1} = 2, \text{ при } \tau_{i+1/2}^{j+1} \cdot (v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) < 0 \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 1; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_2 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), \text{ при } S_{i+1/2}^{j+1} = 2 \text{ и } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| \leq |\tau_{i+1/2,sz}|; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + K_{si+1/2}^{j+1} K_N \sigma_{Ni+1/2}^{j+1} (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), S_{i+1/2}^{j+1} = 1, \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| > |\tau_{i+1/2,sz}| \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 2; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_3 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), S_{i+1/2}^{j+1} = 3, \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| > \tau_p \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 1; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_3 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| < \tau_p \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 3; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_4 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), S_{i+1/2}^{j+1} = 4, \text{ при } \tau_{i+1/2}^{j+1} \cdot (v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) < 0 \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 3; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_4 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), \text{ при } S_{i+1/2}^{j+1} = 4 \text{ и } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| < |\tau_{i+1/2,sz}|; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_3 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), S_{i+1/2}^{j+1} = 3, \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| > |\tau_{i+1/2,sz}| \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 4; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \text{sign}(v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) \cdot \tau_f, S_{i+1/2}^{j+1} = 5, \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| \leq |\tau_f| \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 3; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \text{sign}(v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) \cdot \tau_f, \text{ при } S_{i+1/2}^{j+1} = 5 \text{ и } \tau_{i+1/2}^{j+1} \cdot (v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) \geq 0; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_6 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), S_{i+1/2}^{j+1} = 6, \text{ при } \tau_{i+1/2}^{j+1} \cdot (v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) < 0 \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 5; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \tau_{i+1/2,s} + k_6 (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j - \Delta t v_{i+1/2}^{j+1} - U_{i+1/2,s}), \text{ при } S_{i+1/2}^{j+1} = 6 \text{ и } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| < |\tau_f|; \\ \tau_{i+1/2}^{j+1} &= \text{sign}(v_{gi+1/2}^{j+1} - v_{i+1/2}^{j+1}) \cdot \tau_f, S_{i+1/2}^{j+1} = 5, \text{ при } |\tau_{i+1/2}^{j+1}| \geq |\tau_f| \text{ и } S_{i+1/2}^{j+1} = 6; \end{aligned} \right. \\ u_{i+1/2}^{j+1} &= u_{i+1/2}^j + \Delta t (v_{i+1/2}^{j+1} + v_{i+1/2}^j) / 2; \\ u_{gi+1/2}^{j+1} &= u_{gi+1/2}^j + \Delta t (v_{gi+1/2}^{j+1} + v_{gi+1/2}^j) / 2, \end{aligned}$$

Из полученных уравнений определяем последовательно: $\varepsilon_{i+1}^{j+1/2}$, $v_{i+1/2}^{j+1}$, $u_{i+1/2}^{j+1}$, где нижний индекс соответствует координате, а верхний – времени. Достаточным условием устойчивости разностной схемы является следующее условие: $K_N K_{Smax} q(\Delta)^2 \ll 1$.

Из полученных уравнений скорость частиц трубопровода определяется следующим образом:

$$(v_{i+1/2}^{j+1}) = \frac{2c(\varepsilon_{i+1}^{j+1/2} - \varepsilon_i^{j+1/2}) + 2v_{i+1/2}^j + 2q\Delta t \tau_{i+1/2,s} + k_\alpha q\Delta t (u_{gi+1/2}^{j+1} + u_{gi+1/2}^j - 2u_{i+1/2}^j - 2U_{i+1/2,s})}{2 + k_\alpha q(\Delta t)^2}.$$

На каждом шаге по времени проверяем значения τ и $\tau \cdot (v_g - v)$ во всех точках, при выполнении соответствующих условий (3) меняем значение $S(x, t)$.

В тех точках, где происходит переход к следующему линейному кусочку аппроксимированной функции взаимодействия, производим итерационное уточнение решения методом Ньютона–Рафсона [18, 19].

$$\Delta v^{(k)} = -\left(v_{i+1/2}^{j+1}\right)^{(k)} + \frac{2c(\varepsilon_{i+1}^{j+1/2} - \varepsilon_i^{j+1/2}) + 2v_{i+1/2}^j + 2q\Delta t \tau_{i+1/2,s} + k_\alpha q\Delta t (u_{gi+1/2}^{j+1} + u_{gi+1/2}^j - 2u_{i+1/2}^j - 2U_{i+1/2,s})}{2 + k_\alpha q(\Delta t)^2},$$

$$\left(v_{i+1/2}^{j+1}\right)^{(k+1)} = \left(v_{i+1/2}^{j+1}\right)^{(k)} + \Delta v^{(k)},$$

где k – номер итерации; k_α – коэффициент продольного взаимодействия или коэффициент жесткости связи частиц грунта с внешней поверхностью трубопровода. Следует отметить, что значение k_α уточняется в процессе итерации.

Если на определенном участке функция взаимодействия является нелинейной (при заданной функции), тогда на каждом шаге по времени проводится итерационное уточнение решения задачи. При заданной функции итерационное уточнение производится в виде

$$\Delta v^{(k)} = -\left(v_{i+1/2}^{j+1}\right)^{(k)} + \frac{c(\varepsilon_{i+1}^{j+1/2} - \varepsilon_i^{j+1/2}) + v_{i+1/2}^j + k_\alpha q\Delta t (u_{gi+1/2}^{j+1} - u_{i+1/2}^j)}{1 + k_\alpha q(\Delta t)^2},$$

$$\left(v_{i+1/2}^{j+1}\right)^{(k+1)} = \left(v_{i+1/2}^{j+1}\right)^{(k)} + \Delta v^{(k)}.$$

$$\text{В этом случае } k_\alpha = 0.5 \cdot K_N \cdot \left(K_{si+1/2}^j \sigma_{Ni+1/2}^j + K_{si+1/2}^{j+1} \sigma_{Ni+1/2}^{j+1}\right).$$

Итерационный процесс продолжается до достижения необходимой точности вычисления по v , в нижеприведенных расчетах точность была 10^{-5} м/с. Сохраним информацию о переходе в каждой точке дискретизации, где происходит переход из одного состояния в другое, т.е. сохраняем $\tau_s = \tau$, $U_s = u_g - u$.

Качество и точность конечно-разностной схемы проверялись уменьшением значения шага по времени.

Результаты расчетов и их обсуждение. Вычисления производились при следующих исходных данных, часть которых взята из [25]: $L=1000$ м; $D=0.2$ м; $d=0.18$ м; $c_g=1000$ м/с; $c=5000$ м/с; $K_N=100$; $\beta=2$; $k_3=-0.1 \cdot 10^7$ Н/м³; $k_2=k_4=k_6=4 \cdot 10^7$ Н/м³; $h=1$ м; $\Delta t=0.0001$ с. Пусть по грунту распространяется продольная волна, нормаль к фронту которой параллельно к оси трубопровода, $\sigma_g = \sigma_{gm} \sin[\pi(t-x/c_g)/t_0] \cdot H(t-x/c_g)$ с амплитудой $\sigma_{gm}=0.5$ МПа [4, 23].

Сначала сравним результаты расчетов, когда кривая взаимодействия задана в виде функции [23] со случаем аппроксимации ее кусочно-линейной моделью при $u^*=5$ мм, без учета структурного разрушения грунта, для оценки кусочно-линейной аппроксимации кривой «касательное напряжение – относительное перемещение» при $\sigma_N = \text{const}$. Кусочно-линейная аппроксимация функции в каждом линейном кусочке функции взаимодействия имеет место

$$\tau = \tau_s + K_S K_N \sigma_N (u_g - u - U_s).$$

На рис. 2 представлены изменение продольного напряжения трубопровода σ_T в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца 60 м при полупериоде $t_0=0.1$ с, при этом длина волны в грунте равна 200 м. Для сложного вида функции $\psi(\sigma_N, u_g-u, x, t)$ проведены вычисления искомых решений с проведением итераций для их уточнения, результаты сравнены с результатами при кусочно-линейной аппроксимации кривой, при этом относительная погрешность не превышает 2 процента (рис. 2).

На рис. 3 представлены перемещения точек трубопровода $u_{min} = -0.01659$ м при кусочно-линейной модели и $u_{min} = -0.01643$ м при задании диаграммы «касательное напряжение – относительное перемещение» в виде функции. Результаты сравнены с результатами при кусочно-линейной аппроксимации кривой, при этом относительная погрешность не превышает 0.99 %.

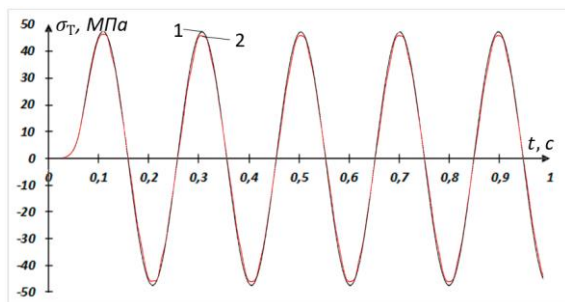


Рис. 2. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца 60 м при кусочно-линейной модели (1) и заданной функции (2)

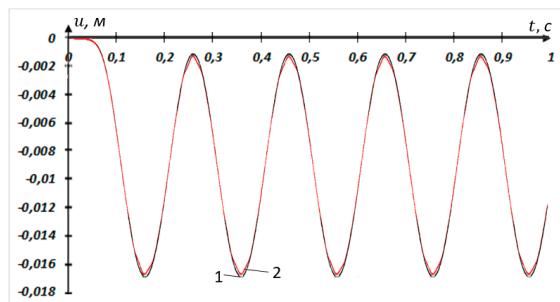


Рис. 3. Перемещения в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца 60 м при кусочно-линейной (1) и заданной функции (2)

На рис. 4 представлено изменение продольного напряжения трубопровода σ_T в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца 15 м при учете динамического давления волны в грунте на трубопровод со значением $\eta=0.3$ при представлении давления в форме $\sigma_N = |\sigma_s + \sigma_d|$, которое не всегда уместно. Если не использовать абсолютное значение этого выражения, тогда уравнение приводится к неустойчивому уравнению Клейна–Гордона [24, 26], так как значение коэффициента взаимодействия становится отрицательным при положительных значениях σ_d , больших по модулю от статического давления.

Для оценки результатов работы [23] были проведены расчеты при различных значениях частоты 50, 2 и 1 Гц гармонической волны:

$\sigma_{Tmax}=9.38$ МПа при $\eta = 0$ и $\sigma_{Tmax}=23.87$ МПа при $\eta = 0.3$ при 50 Гц.

$\sigma_{Tmax}=39.65$ МПа при $\eta = 0$ и $\sigma_{Tmax}=49.21$ МПа при $\eta = 0.3$ при 2 Гц.

$\sigma_{Tmax}=39.97$ МПа при $\eta = 0$ и $\sigma_{Tmax}=49.67$ МПа при $\eta = 0.3$ при 1 Гц.

Из результатов видно, что максимальное значение продольного напряжения в трубопроводе σ_T сильно зависит от частоты сейсмической волны. Видно, что максимальное значение продольного напряжения в трубопроводе увеличивается при учете динамического давления при $\eta=0.3$ в 2.54 раза при 50 Гц и в 1.24 раза при 1 и 2 Гц. Следует отметить, что это связано с увеличением значения коэффициента взаимодействия трубопровода с грунтом при $\eta=0.3$.

В связи с тем, что трубопровод заглублен на глубине 1 м, на динамическое давление очень сильно влияет наличие свободной поверхности. Оценка на основе решения задачи о сжатии полубесконечной гладкой узкой полосы давлением 0.5 МПа показало, что вертикальное напряжение на глубине 1 м равно $-2.3 \cdot 10^{-3}$ МПа. По сравнению со статическим давлением грунта на этой глубине динамическим давлением можно пренебречь. Поэтому коэффициент бокового давления грунта нельзя принять как для плоской волны в безгранич-

ной среде. При значении $\eta=0.3$ на боковой поверхности трубопровода появляется растягивающее напряжение в грунте. Давление от динамической нагрузки для 9-балльного землетрясения не может быть больше статического давления грунта.

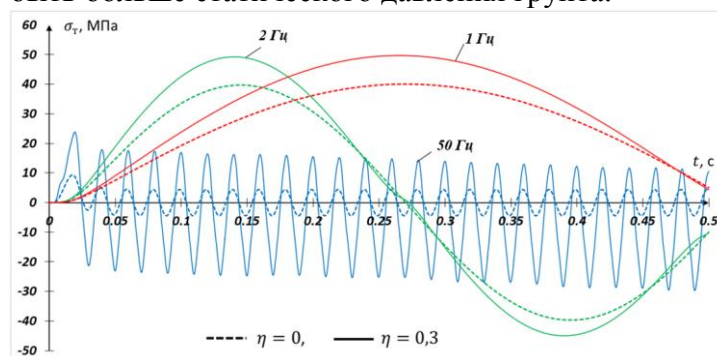


Рис.4. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца 15м при разных частотах

Теперь построим графики продольного напряжения на расстояниях 30м, 60м и 90м при различных частотах заданной волны, когда нормальное давление на боковой поверхности трубопровода представлено в виде $\sigma_N = -(\sigma_s + \sigma_d)$ при $\eta=0.03$.

На рис. 5 представлены изменения продольного напряжения трубопровода σ_T , при этом $\sigma_{Tmax}=48.5$ МПа на рис.5,а при $\eta=0$ и $\sigma_{Tmax}=50.07$ МПа на рис. 5,б при $\eta=0.03$, когда вклад динамического давления не приводит к растяжению на контакте боковой поверхности трубопровода с грунтом. Эти данные соответствуют сейсмической волне частотой 5 Гц. Виден выход к стационарному режиму. В этом случае разница полученных результатов по максимальным значениям напряжения на 90 м от левого торца составляет 3.6%. Поэтому приходим к выводу о необязательности учета динамического давления грунта для рассматриваемого класса задач сейсмостойкости протяженных подземных трубопроводов для землетрясений с доминантными частотами ≤ 5 Гц.

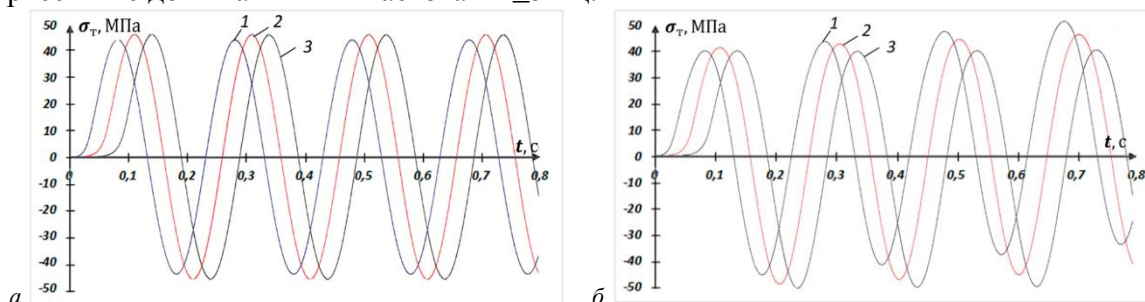


Рис. 5. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца: 1 – 30 м; 2 – 60 м; 3 – 90 м при $t_0=0.1$ с

При значении полупериода заданной волны $t_0=0.165$ с, на рис. 6,а $\sigma_{Tmax}=51.9$ МПа при $\eta=0$, на рис.6,б $\sigma_{Tmax}=52.8$ МПа и $\sigma_{Tmax} = -47.1$ МПа при $\eta=0.03$. Эти данные соответствуют сейсмической волне частотой 3 Гц.

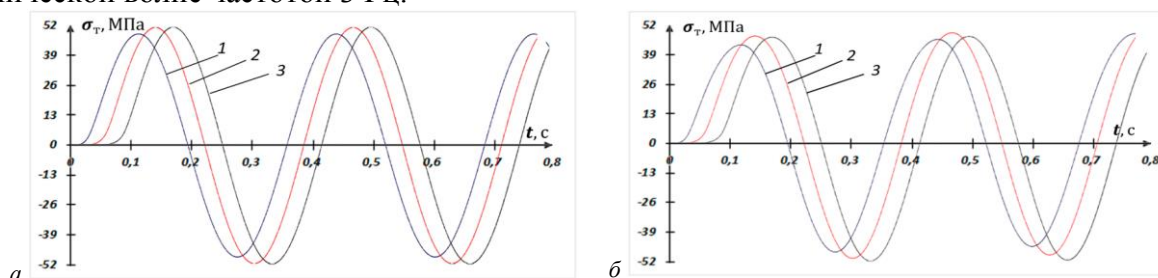


Рис. 6. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца: 1 – 30 м; 2 – 60 м; 3 – 90 м при $t_0=0.165$ с

При $t_0=0.25$ с эти напряжения соответственно равны $\sigma_{Tmax}=53.1$ МПа и $\sigma_{Tmax} = -53.1$ МПа на рис. 7,а при $\eta=0$, $\sigma_{Tmax}=53.6$ МПа и $\sigma_{Tmin} = -50.7$ МПа на рис.7,б при $\eta=0.03$. Эти данные

соответствуют сейсмической волне частотой 2 Гц. Из этих графиков видно, что влиянием динамического давления для длинных волн диапазона землетрясений можно пренебречь.

Из графиков рис. 5–7 следует, что по мере уменьшения частоты сейсмической волны увеличивается продольное напряжение в трубопроводе при неизменной амплитуде заданной гармонической волны. Так как на рис. 5 – 7 представлены графики линейной и нелинейной упругих задач, решения для гармонической волны выходят на стационарный режим после первой четверти периода волны в грунте для упругой задачи, а для нелинейной задачи выход на стационарный режим наблюдается на расстоянии >60 м.

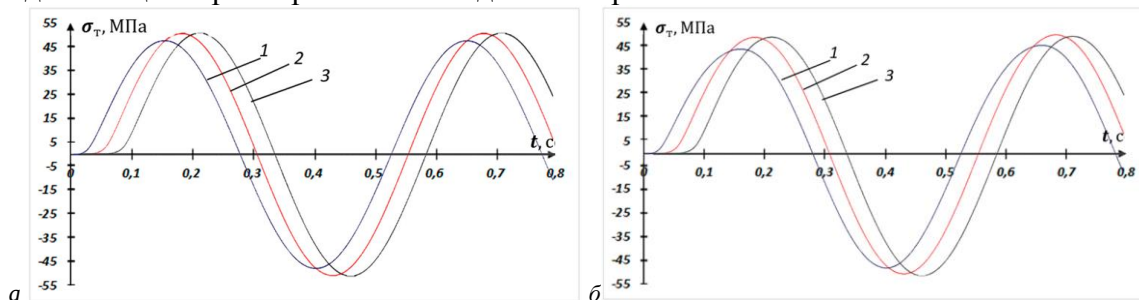


Рис. 7. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца:
1 – 30 м; 2 – 60 м; 3 – 90 м при $t_0=0.25$ с

Теперь сравним продольные напряжения при $k_1=10^7$ Н/м³ и $k_1=4 \cdot 10^7$ Н/м³ в случае упругой модели (рис. 8).

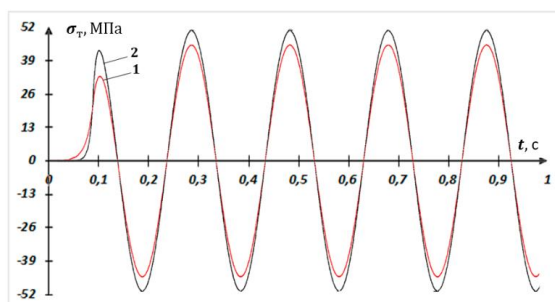


Рис. 8. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца 90 м:
1 – $k_1=10^7$ Н/м³; 2 – $k_1=4 \cdot 10^7$ Н/м³

На рис. 8 можно увидеть, что в случае упругой модели при увеличении значения коэффициента k_1 соответственно увеличится значение продольного напряжения в трубопроводе. В случае выхода на стационарный режим при $k_1=10^7$ Н/м³ максимальное продольное напряжение трубопровода $\sigma_{Tmax}=46.14$ МПа. При $k_1=4 \cdot 10^7$ Н/м³ максимальное продольное напряжение трубопровода $\sigma_{Tmax}=51.89$ МПа. Из результата видно, что значение, полученное при $k_1=10^7$ Н/м³, на 11% меньше, чем значение, полученное при $k_1=4 \cdot 10^7$ Н/м³.

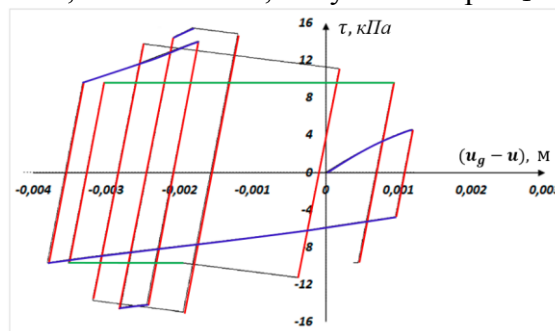


Рис. 9. Зависимость касательного напряжения от относительного смещения при $\tau_f = \text{const}$

Теперь рассмотрим результаты расчетов с учетом линейной разгрузки, структурного разрушения грунта и выхода к сухому трению при $\sigma_N = -(\sigma_s + \sigma_d)$, $t_0=0.1$ с, $f=0.5$, $u^*=5$ мм, $K_N=35$, $\tau_f=10$ кПа. Расчет по приведенным данным модели на рис. 1 дает следующий результат (рис. 9) диаграммы: «боковое касательное напряжение – относительное перемещение» в течение 1 с на расстоянии 50 м от левого торца трубопровода.

На рис. 9 четко можно увидеть изменение бокового трения τ во время динамического процесса. В начале заметно формирование значения τ из-за волны в трубопроводе до прихода к этой точке заданной волны в грунте, далее происходят разгрузка и нагружение с приходом волны в грунте. Процесс нагружение – разгрузка повторяется 5 раз и далее происходит процесс структурного разрушения грунта с тремя участками разгрузки, и, наконец, переходит в состояние сухого трения.

Для принятых данных на рис. 10,а и 10,б представлены изменения по времени продольного напряжения трубопровода σ_T в его различных сечениях в линейном и нелинейном взаимодействии трубопровода с грунтом (с учетом структурного разрушения грунта и выхода в состояние сухого трения). Максимальное продольное напряжение в трубопроводе $\sigma_{Tmax}=50.5$ МПа. Минимальное продольное напряжение в трубопроводе $\sigma_{Tmin} = -59.4$ МПа. Это значение по модулю превосходит значение вычисленного напряжения по статической теории $\sigma_{Tmax}=54.6$ МПа. Это явление просматривается в промежутке расстояний от 49 до 153 м от левого торца трубопровода. Такое явление связано с малым напряжением на левом торце трубопровода и отражением возбуждаемых волн в трубопроводе за счет действия волны в грунте. Здесь так же видим (рис. 10,в (линейный) и рис. 10,г (нелинейный)) выход на стационарный режим после расстояния 374 м от левого торца трубопровода. В стационарном состоянии максимальное значение по модулю продольного напряжения на расстоянии 500 м от левого торца трубопровода равно $\sigma_{Tmax}=52.1$ МПа на рис. 10,в, $\sigma_{Tmax}=52.18$ МПа на рис. 10,г.

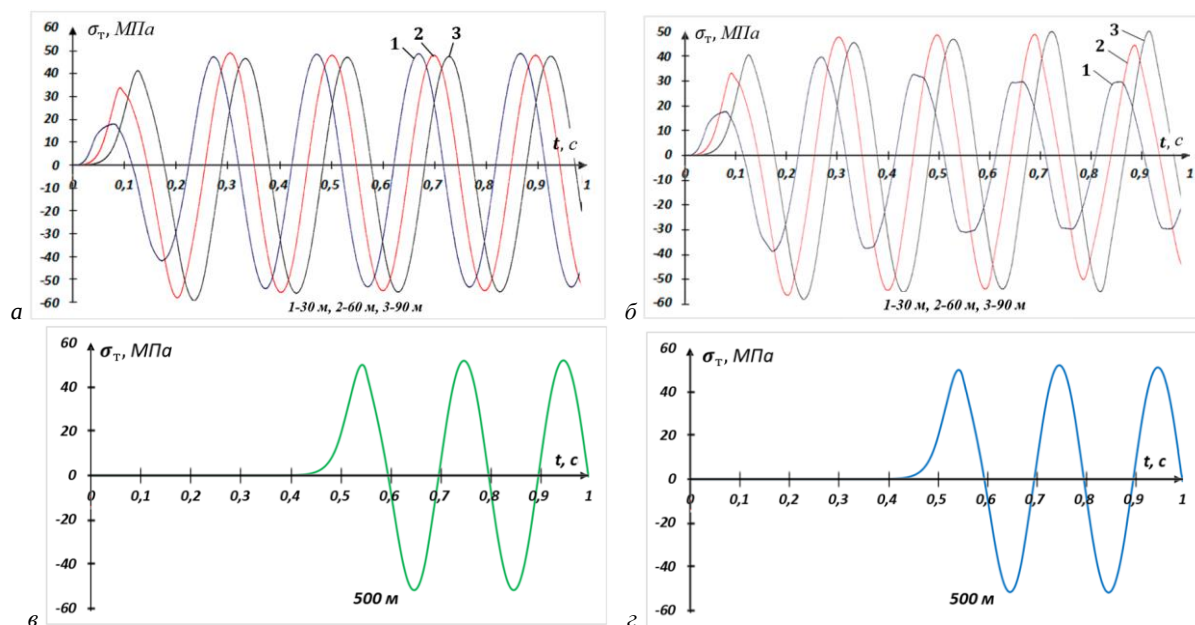


Рис. 10. Продольное напряжение в сечениях трубопровода

На рис. 11 представлены перемещения точек трубопровода, соответственно, указаны в метрах. На этом рис. 11 представлены результаты расчетов для линейного случая (рис. 11,а), нелинейного (рис. 11,б) и выход в стационарный режим в нелинейном случае (рис. 11,в). После выхода в стационарное состояние в нелинейной задаче максимальное значение по модулю перемещения трубопровода на 2 мм больше по сравнению до выхода в это состояние. Это связано с тем, что участок с сухим трением оказывает меньшее сопротивление.

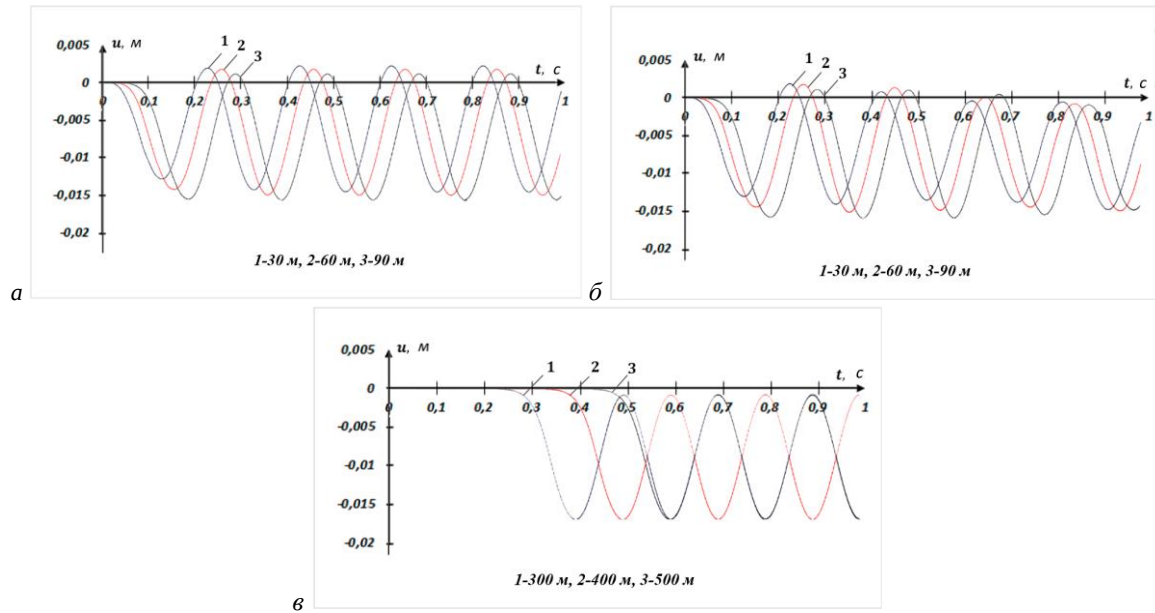


Рис. 11. Перемещение в сечениях трубопровода: а – упругий случай; б – нелинейный; в – выход в стационарное состояние в нелинейном случае

Теперь представим модель взаимодействия трубопровода с грунтом в виде кусочно-линейной функции, как на рис. 12.

Рассмотрим результаты расчетов при $t_0=0.1$ с, $f=0.5$, $\tau_a=15$ кПа, $\tau_b=17.5$ кПа, $\tau_c=20$ кПа, $\tau_p=22$ кПа, $\tau_e=14$ кПа, $\tau_f=10$ кПа, $k_1=k_2=10^7$ Н/м³, $k_3=0.85 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_4=1.2 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_5=0.75 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_6=1.5 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_7=0.4 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_8=1.8 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_9=-0.3 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_{10}=2 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_{11}=-0.2 \cdot 10^7$ Н/м³, $k_{12}=2.5 \cdot 10^7$ Н/м³.

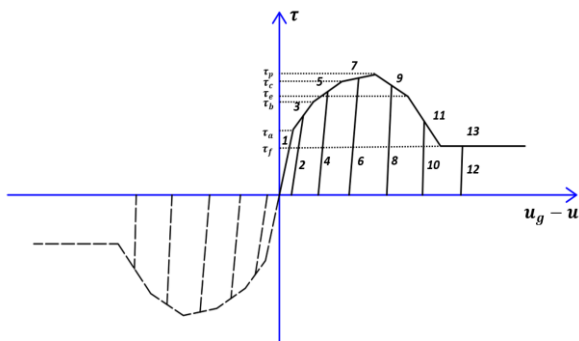


Рис. 12. Диаграмма зависимости $\tau = \psi(\sigma_N, u_g - u) \cdot (u_g - u)$

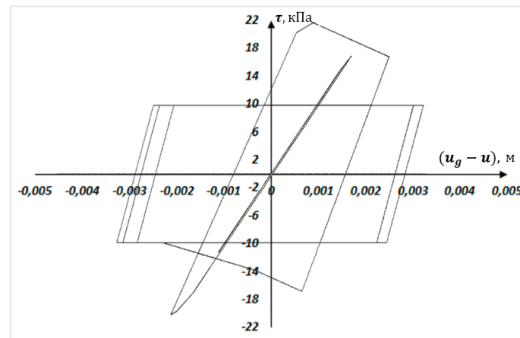


Рис. 13. Зависимость касательного напряжения от относительного смещения на расстоянии 15 м от левого торца трубопровода

Пусть по грунту распространяется продольная волна, нормаль к фронту которой параллельно к оси трубопровода, $v_g = v_{gm} \cos[\pi(t-x/c_g)/t_0] \cdot H(t-x/c_g)$, с амплитудой $v_{gm}=0.27$ м/с.

Тогда вид диаграммы «боковое касательное напряжение–относительное перемещение» в течение 1 с на расстоянии 15 м от левого торца представлен на рис. 13.

Для этого случая на рис. 14,а представлены изменения по времени продольного напряжения трубопровода σ_T в случае нелинейного взаимодействия в различных сечениях, $\sigma_{Tmax}=46.21$ МПа, минимальное продольное напряжение трубопровода $\sigma_{Tmin} = -46.16$ МПа. На рис. 14,б представлены изменения по времени продольного напряжения трубопровода σ_T в его различных сечениях при упругом взаимодействии, $\sigma_{Tmax}=46.14$ МПа, минимальное продольное напряжение трубопровода $\sigma_{Tmin} = -46.22$ МПа.

Здесь так же видим выход на стационарный режим на рис. 14,в и 14,г. В стационарном состоянии максимальное значение по модулю продольного напряжения в трубе равно $\sigma_{Tmax}=46.29$ МПа на рис. 14,в. При упругом состоянии $\sigma_{Tmax}=46.26$ МПа на рис. 14,г.

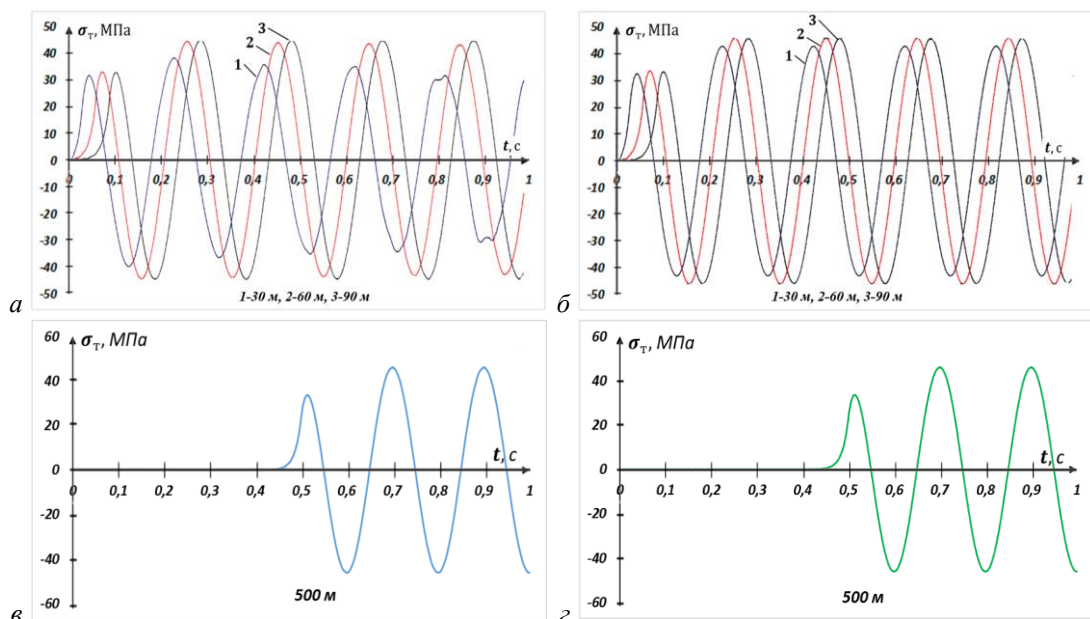


Рис. 14. Продольное напряжение в сечениях трубопровода

В случае задания волны в грунте в виде $v_g = v_{gm} \cos[\pi(t-x/c_g)/t_0] \cdot H(t-x/c_g)$ на рис. 15,а представлены изменения по времени продольного напряжения трубопровода σ_T в различных сечениях, $\sigma_{Tmax} = 46.37$ МПа, минимальное продольное напряжение трубопровода $\sigma_{Tmin} = -46.18$ МПа. На рис. 15,б представлены изменения по времени продольного напряжения трубопровода σ_T в его различных сечениях при упругом взаимодействии, $\sigma_{Tmax} = 46.36$ МПа, минимальное продольное напряжение трубопровода $\sigma_{Tmin} = -46.14$ МПа.

Из рис. 14 (напряжение в грунте задано косинус-функцией) и рис. 15 (напряжение в грунте задано синусоидальной функцией) видно, что в обоих случаях продольные напряжения в трубе близки друг к другу в стационарном состоянии.

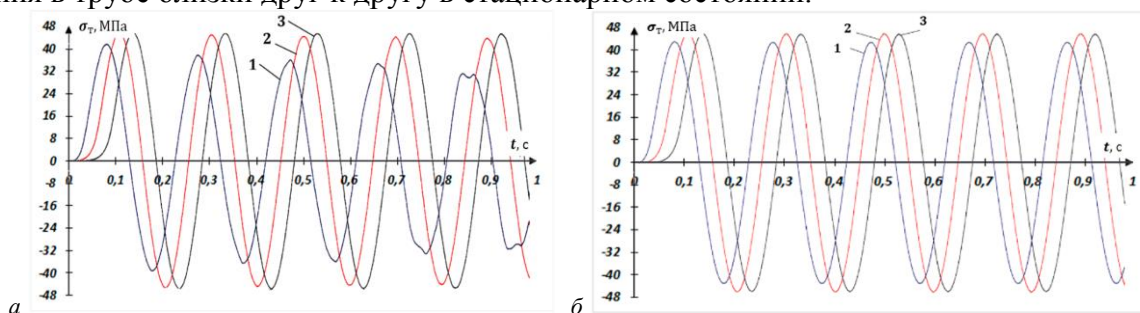


Рис.15. Продольное напряжение в сечениях трубопровода на расстоянии от левого торца: 1 – 30 м; 2 – 60 м; 3 – 90 м

Заключение. Методом конечных разностей по явной схеме решена нестационарная задача о воздействии плоской продольной волны, распространяющейся в грунте, на подземный трубопровод конечной длины при взаимодействии его с грунтом по нелинейной модели с учетом разрушения структуры грунта и динамического давления. Показана правомерность кусочно-линейной аппроксимации нелинейной модели взаимодействия трубопровода с грунтом. Получены численные значения напряжений при действии гармонической волны, распространяющейся в грунте. По мере уменьшения частоты сейсмической волны максимальное значение продольного напряжения увеличивается в трубопроводе при одинаковых амплитудах напряжения в гармонической волне, распространяющейся в грунте. Результаты расчетов показали, что для волн, соответствующих по частоте доминантным частотам сейсмических волн от землетрясений, динамическим давлением на боковой поверхности протяженных подземных трубопроводов, не глубокого заложения, можно пренебречь. Следовательно, в задачах сейсродинамики протяженного

подземного трубопровода неглубокого заложения можно использовать динамическую модель взаимодействия А.А.Ильюшина – Т.Р. Рашидова.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Рашидов Т. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. –180 с.
- [2] Muravyeva L., Vatin N. Risk Assessment for a Main Pipeline under Severe Soil Conditions on Exposure to Seismic Forces // Appl. Mech. Mater., 2014. P. 468–471.
- [3] Georgievskii D.V., Israilov M. S. Seismodynamics of extended underground structures and soils: Statement of the problem and self-similar solutions // Mechanics of Solids. Vol. 50(4). 2015. P. 473–484. URL: <https://doi.org/10.3103/S0025654415040135>.
- [4] Султанов К.С. Волновая теория сейсмостойкости подземных сооружений. Ташкент: Фан, 2016. –392 с.
- [5] Okamoto S. Introduction to Earthquake Engineering. University of Tokyo Press, 1984. – 629 p.
- [6] O'Rourke M. J., Liu X. Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research / Monograph Series. 1999.
- [7] Toprak S., Taskin F. and Koc A. C. Prediction of earthquake damage to urban water distribution systems: a case study for Denizli Turkey // Bull Eng Geol Environ 68:499–510. 2009. URL: <https://doi.org/10.1007/s10064-009-0230-1>.
- [8] Israilov M.Sh. Seismodynamics of an Underground Pipeline // 15th World Conf. Earthq. Eng. 2012. URL: https://www.iitk.ac.in/nicee/wcee/article/WCEE2012_2125.pdf.
- [9] O'Rourke T. D., Jeon S. S., Toprak S., Cubrinovski M., Hughes M., Ballegooy S. Van, Bouziou D. Earthquake Response of Underground Pipeline Networks in Christchurch, NZ // Earthq. Spectra 30. 2014. URL: <https://doi.org/10.1193/030413EQS062M>.
- [10] Erdik M., Rashidov T., Safak E., Turdukulov A. Assessment of seismic risk in Tashkent, Uzbekistan and Bishkek, Kyrgyz Republic // Soil Dyn. Earthq. Eng. 25. 2005. URL: <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2004.11.002>.
- [11] Muravyeva L., Vatin N. The Safety Estimation of the Marine Pipeline // Appl. Mech. Mater. 2014.
- [12] Массарри К.Р. Деформационные свойства мелкозернистых грунтов на основе показателей сейсмических испытаний // Реконструкция городов и геотехническое строительство. 2005. № 9. С. 203–220.
- [13] Kosimov E.A., Mirzaev I., Bekmirzaev D.A. Comparison of the impacts of harmonic and seismic waves on an underground pipeline during the Gazli earthquake // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 2021. 1030 012082.
- [14] Mirzaev I.M., Nikiforovskii V.S. Plane wave propagation and fracture in elastic and imperfectly elastic jointed structures // Soviet Mining Science 9. 1973. P. 161–165.
- [15] Рашидов Т.Р., Кузнецов С.В., Мардонов Б.М., Мирзаев И. Прикладные задачи сейсмомодинамики сооружений. Книга 1. Действие сейсмических волн на подземный трубопровод и фундаменты сооружений, взаимодействующих с грунтовой средой. Ташкент: «Navro'z», 2019. –268 с.
- [16] Bekmirzaev D. A., Mirzaev I. Earthquake Resistance Assessment of Buried Pipelines of Complex Configuration Based on Records of Real Earthquakes // Soil Mech. Found. Eng. 57, 491. 2021. URL: <https://doi.org/10.1007/s11204-021-09697-0>.
- [17] Khusanov B., Rikhsieva B. Thickness dimensions of the contact layer of soil-rigid body interaction // E3S Web Conf. 2019.
- [18] Mirzaev I., Shomurodov J. Wave processes in an extended underground pipeline interacting with soil according to a bilinear model // AIP Conference Proceedings 2432, 030049. 2022. URL: <https://doi.org/10.1063/5.0089583>.
- [19] Мирзаев И., Шомуродов Ж. Ф. Математическое моделирование сейсмомодинамики протяженного трубопровода в разжижаемом грунте // Актуальные проблемы прикладной математики, информатики и механики : сборник трудов Международной научной конференции. Воронеж, 13-15 декабря 2021 г. 2022. С. 1270–1277.
- [20] Mirzaev I., Shomurodov J. F. Wave processes in an extended underground pipeline interacting with soil according to the model of an “ideal elastoplastic body” // J. Phys.: Conf. Ser. 1902 012017. 2021.
- [21] Никитин Л.В. Статика и динамика твердых тел с внешним сухим трением. М.: Моск. Лицей. 1998. –261 с.
- [22] Mogilevsky R.I., Ormonbekov T.O., Nikitin L.V. Dynamics of rods with interfacial dry friction // J. Mech. Behav. Mater. 5, 85. 1993. URL: <https://doi.org/10.1515/JMBM.1993.5.1.85>.
- [23] Султанов К.С. Сравнительный анализ теории сейсмостойкости подземных трубопроводов // Проблемы механики. 2021. №1. С. 3–27. URL: <https://pmjournal.uz/archive/2021/1>.
- [24] Рыскин Н. М., Трубецков Д. И. Нелинейные волны // Синергетика: от прошлого к будущему. М.: URSS; ЛЕНАНД. 2017. №80. –312 с.
- [25] Sultanov K., Vatin N. Wave Theory of Seismic Resistance of Underground Pipelines // Appl. Sci. 11(4), 1797. 2021.
- [26] Полянин А.Д. Нелинейные уравнения типа Клейна–Гордона с переменными коэффициентами: точные решения в неявной форме // Вестник национального исследовательского ядерного университета МИФИ. 2019.

Дата поступления
14.11.2022

Мирзаев И., Шомуродов Ж.Ф. Грунт билан ўзаротаъсирнинг таърибавий натижалари асосида ер ости қувурини сейсмик мустаҳкамликка ҳисоблаш

Аннотация: Грунт билан ўзаротаъсири чизиқли бўлмаган ер ости қувурида сейсмик тўлқин тарқалиши масаласи чекли айирмалар усулида ечилган. Грунт билан қувур орасидаги ўзаротаъсир модели таъриба маълумотлари асосида олинган. Таърибавий муносабатни акс эттирувчи “уринма кучланиш – нисбий кўчиш” эгри чизигини ифодаловчи функциялар кўринишида берилади. Ушбу масала учун чекли айирмалар схемаси қурилган ва ечимни аниқлаштириш учун вақтнинг ҳар қадамида итерация усули қўлланилган. Олинган натижалар билан эгри чизиқли бўлакчи-чизиқли функция кўринишида аппроксимация қилингандаги натижалари солиштирилган. Эгри чизиқли бўлакчи-чизиқлар кўринишида аппроксимация қилинганда, итерация усули бирор чизиқли қисмдан кейингисига ўтишда ишлатилади. Ҳисоблашларда қувурга грунтнинг динамик босимининг ўзгариши ҳам инобатга олинган. Ҳисоблашлар гармоник тўлқиннинг 50, 5, 3, 2 ва 1 Гц частоталарида олиб борилган. Олинган натижалар таҳлил қилинган ҳамда динамик босим ва грунтнинг структуравий бузилиши қувурдаги тўлқин жараёнига таъсири келтирилган.

Калит сўзлар: тўлқин; қувур; грунт; бузилиш; итерация.

Mirzaev I., Shomurodov J. Calculation of the seismic resistance of an underground pipeline based on experimental curves of interaction with soil.

Abstract: The problem of the effect of a seismic wave propagating in the ground on an extended underground pipeline interacting with the ground according to a nonlinear model is solved by the explicit finite difference method. The model of pipeline-soil interaction is set on the basis of experimental data. The curve "tangential stress - relative displacement" is set in the form of functions describing the experimental curve. Finite-difference schemes are constructed and calculations are performed using iterative refinement of the solution at each time step and compared with the results when the interaction curve is approximated by a piecewise linear function. When piecewise linear approximation of the curve is used, iterative refinement of the solution is applied only at the transition at any point from one linear section to the adjacent one. The calculations also take into account the effect of dynamic changes in ground pressure on the pipeline. Calculations have been made for harmonic waves with frequencies of 50, 5, 3, 2 and 1 Hz. The analysis of obtained results has been carried out and the influence of dynamic pressure and structural ground failure on the wave process in the pipeline has been shown.

Keywords: wave; pipeline; ground, collapse, iteration.

УДК 539.3

ЦИКЛИЧЕСКОЕ НАГРУЖЕНИЕ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ТРЁХСЛОЙНЫХ СТЕРЖНЕЙ С УЧЕТОМ ИХ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ

Старовойтов Э.И.¹, Абдусаттаров А.², Рузиева Н.Б.²

¹Белорусский государственный университет транспорта, Гомель, Беларусь

²Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: nodi2005@rambler.ru

Аннотация: В статье приводится моделирование расчета деформирования несимметричных по толщине упругопластических трёхслойных стержней с жестким заполнителем при циклических нагрузках. На основе вариационного принципа Лагранжа сформулирована краевая задача изгиба трёхслойных стержней при однократном и знакопеременном нагружении с учетом повреждаемости материала. Для решения сформулированных задач применен приближенный метод, базирующийся на методе упругих решений. Получены численные результаты расчетных величин для трёхслойных, в частности, однослойных стержней с учетом циклических характеристик материалов и повреждаемости.

Ключевые слова: трёхслойный стержень; циклическое нагружение; повреждаемость; вариационный принцип; уравнения равновесия в перемещениях.

Введение. В последние годы в области строительства и производства современной техники широкое применение находят упругопластические и вязкопластические композиционные конструкции сложной структуры. Слоистые конструкции, в частности, трёхслойные, выполненные из материалов с существенно отличающимися физико-механическими и прочностными свойствами, обладают широким спектром новых качеств: высокой несущей способностью и изгибной жесткостью, стойкостью к тепловым воздействиям, сравнительно малым удельным весом по сравнению с традиционными однослойными конструкциями. В связи с этим значительное распространение получили трёхслойные элементы конструкции – стержни, пластины и оболочки, которые состоят из двух несущих слоев и заполнителя, обеспечивающего их совместную работу. Несущие слои из материалов высокой прочности и жесткости предназначены для восприятия основной части механической нагрузки. Связующие слои, служащие для образования монолитной конструкции, обеспечивают перераспределение усилий между несущими слоями.

Необходимость разработки математических моделей деформирования и расчета слоистых элементов тонкостенных конструкций, учитывающих физическую нелинейность материалов при однократных и циклических нагрузках с учетом повреждаемости и взаимодействия со средой, обусловлена их широким использованием в технике, строительстве и транспортном машиностроении.

Работа большинства несущих элементов трёхслойных конструкций происходит на фоне выхода материалов за пределы упругости. При действии циклических нагрузок это приводит к возникновению ряда дополнительных явлений, таких как вторичные пластические деформации, изменение диаграмм деформирования от цикла к циклу, теплообразование, накопление повреждений и распространение трещин, приводящих к разрушению материалов [1–5].

В монографии В.В.Москвитина [1] рассмотрены основные уравнения переменной пластичности и вязкопластичности, введено кинетическое уравнение повреждаемости для

оценки циклической и длительной прочности элементов конструкций. В работах [2–4] проанализированы общие подходы к построению теорий деформирования неоднородных слоистых элементов конструкций при квазистатических и динамических нагрузках. Изложены постановки и методы решения задач трёхслойных элементов конструкций, связанных с учетом упругих оснований при силовых, тепловых и радиационных воздействиях. Учтены физически нелинейные свойства материалов слоев. Приведен ряд аналитических и численных решений для трёхслойных стержней, пластин и оболочечных конструкций.

Основы расчета механики слоистых балок, пластин и оболочек при термосиловых нагружениях изложены в монографии [5]. Работы [6–7] посвящены исследованию изгиба эндвич-пластин в зависимости от их формы, наличия упругих и жестких опор, упругого основания и вида ячеистого заполнителя. Термосиловое деформирование трёхслойных несущих по толщине пластин рассмотрено в [8]. В работе [9] предложена уточненная теория свободных и вынужденных колебаний трёхслойных пластин.

В статьях [10,11] сформулирована постановка краевой задачи и получено ее решение для трёхслойной пластины с упругопластическими несущими слоями и нелинейно упругим заполнителем при нагружении из естественного состояния и повторном знакопеременном нагружении. Учтено влияние кольцевой равномерно распределенной нагрузки и температурного воздействия. В публикации [12] обозначена постановка и дано решение краевой задачи о термосиловом изгибе упругой трёхслойной круговой пластины на основании Пастернака. В работе [13] рассматривается компьютерное моделирование процессов упругопластического деформирования, повреждаемости и разрушения нелинейных материалов и конструкций. Исследования А.Р.Абирова [14] посвящено построению определяющих соотношений на основе экспериментальных изысканий, установлены области физической достоверности теории пластичности применительно к процессам сложного циклического нагружения.

В статье [15] рассмотрено моделирование процессов упругопластического деформирования и повреждаемости тонкостенных стержней при пространственно-переменном нагружении.

В работах [16–18] приводится упругопластический расчет тонкостенных стержней (трубопроводов) при пространственно-переменном нагружении с учетом обобщенного принципа Мазинга–Москвитина. Исследовано НДС тонкостенных стержней при циклическом нагружении с учетом вторичных пластических деформаций и повреждаемости. Модели деформирования трехслойных пластин из вязкопластического композита с учетом повреждаемости материалов приводятся в [19].

Цель, задачи и методика расчета. Из краткого обзора следует, что в данном направлении целью являются разработка моделей деформирования трёхслойных упругопластических стержней на основе ряда гипотез и вариационного принципа Лагранжа, выведения систем дифференциальных уравнений равновесия в перемещениях при переменном нагружении, формирование схемы расчета и реализации с использованием метода «упругих» решений. Важнейшими задачами в связи с этим служат разработка моделей деформирования трёхслойных элементов–стержней и пластин, совершенствование методики расчета и анализа НДС при однократных и циклических нагружениях с учетом обобщенного принципа Мазинга и накопления повреждаемости.

Постановка задачи. Рассматривается изгиб несимметричного по толщине упругопластического стержня с учетом его повреждаемости. Система координат связывается со срединной плоскостью заполнителя (рис.1). Допускается, что для тонких несущих слоев 1, 3 справедливы гипотезы Бернулли, а для несжимаемого по толщине заполнителя 2 предполагается, что нормаль остаётся прямолинейной, не изменяет своей длины, но поворачивается на некоторый дополнительный угол $\psi(x)$. Деформации считаются малыми. На внешний слой стержня по длине действуют распределённые силовые нагрузки $p(x)$ и $q(x)$ (см. рис.1). На торцах предполагается наличие жестких диафрагм. Здесь h_k – толщина k – го слоя ($k=1,2,3$ – номер слоя), при этом $h_2=2$ с.

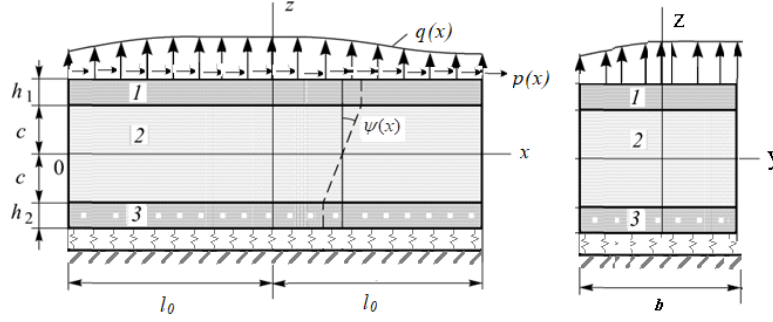


Рис.1. Нагружение трехслойного стержня

В соответствии с принятыми геометрическими гипотезами продольные перемещения в слоях $u^{(k)}$ выражаются через три искомых функции $u(x)$, $\psi(x)$, $w(x)$ [2]:

$$\begin{aligned} u_r^{(1)} &= u + c\psi - zw_{,r}, \quad c \leq z \leq c + h_1; \\ u_r^{(3)} &= u + z\psi - zw_{,r}, \quad -c \leq z \leq c; \\ u_r^{(2)} &= u - c\psi - zw_{,r}, \quad -c - h_2 \leq z \leq -c, \end{aligned} \quad (1)$$

где z – расстояние от рассматриваемого волокна до срединной плоскости заполнителя; запятая в нижнем индексе обозначает операцию дифференцирования по следующей за ней координате.

Используя соотношения Коши и выражения (1), получим компоненты тензора деформаций в слоях:

$$\begin{aligned} \varepsilon_r^{(1)} &= u_{,r} + c\psi_{,r} - zw_{,rr}; \quad \varepsilon_\varphi^{(1)} = \frac{1}{r}(u + c\psi - zw_{,r}); \quad \varepsilon_{rz}^{(1)} = 0; \\ \varepsilon_r^{(3)} &= u_{,r} + z\psi_{,r} - zw_{,rr}; \quad \varepsilon_\varphi^{(3)} = \frac{1}{r}(u + z\psi - zw_{,r}); \quad \varepsilon_{rz}^{(3)} = \frac{1}{2}\psi; \\ \varepsilon_r^{(2)} &= u_{,r} - c\psi_{,r} - zw_{,rr}; \quad \varepsilon_\varphi^{(2)} = \frac{1}{r}(u - c\psi - zw_{,r}); \quad \varepsilon_{rz}^{(2)} = 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Для связи напряжений и деформаций используются уравнения состояния на основе теории малых упругопластических деформаций Ильюшина:

$$S_{ij}^{(k)} = 2G_k(1 - \omega^k(\varepsilon_u^{(k)}))\varepsilon_{ij}^{(k)}; \quad \sigma^k = 3K_k\varepsilon^{(k)}. \quad (3)$$

Здесь $s_{ij}^{(k)}$, $\sigma^{(k)}$, $\varepsilon_{ij}^{(k)}$, $\varepsilon^{(k)}$ – девятимерные и шаровые части тензора напряжений; G_k, K_k – модуль сдвиговой и объёмной деформаций; $\varepsilon_u^{(k)}$ – интенсивность деформации; $\omega^{(k)}(\varepsilon_u^{(k)})$ – в несущих слоях функция пластичности ($k=1,2$), а при $k=3$ $\omega^{(3)}(\varepsilon_u^{(3)})$ – универсальная функция, описывающая физическую нелинейность заполнителя. Для функции пластичности принимаются следующие выражения:

$$\omega^{(k)}(\varepsilon_u^{(k)}) = \begin{cases} 0, & \varepsilon_u^{(k)} \leq \varepsilon_y^{(k)}; \\ A \left(1 - \frac{\varepsilon_y^{(k)}}{\varepsilon_u^{(k)}} \right)^\alpha, & \varepsilon_u^{(k)} > \varepsilon_y^{(k)}; \end{cases} \quad \omega^{(3)}(\varepsilon_u^{(3)}) = \begin{cases} 0, & \varepsilon_u^{(3)} \leq \varepsilon_{u0}^{(3)}; \\ A \left(1 - \frac{\varepsilon_{u0}^{(3)}}{\varepsilon_u^{(3)}} \right)^{\alpha_1}, & \varepsilon_u^{(3)} > \varepsilon_{u0}^{(3)}. \end{cases}$$

Вывод уравнения равновесия при исходном нагружении

Для вывода уравнения равновесия трехслойного стержня воспользуемся вариационным принципом Лагранжа [3]

$$\delta(A - \Pi) = 0; \quad \delta A = \delta A_1 + \delta A_2, \quad (4)$$

где δA – вариации работы внешних сил:

$$\delta A_1 = b \int_0^l (P \delta u + q \delta W) dx.$$

Вариация работы внешних сил и моментов на торцах

$$\delta A_2 = (N_0 - N_l)\delta u + (Q_0 - Q_l)\delta w - (M_0 - M_l)\delta w_x, \quad (5)$$

где $N_0, Q_0, M_0, N_l, Q_l, M_l$ – заданные силы и моменты на торцах стержня ($x=0, x=l$); $\delta \Pi$ – вариации потенциальной энергии, имеющие вид [2] ($dv = dzds$; $ds = bdx$):

$$\delta \Pi = b \int_0^l \left[\sum_{k=1}^3 \int_{h_k} \sigma_x^{(k)} \delta \varepsilon_k^{(k)} dz + 2 \int_{h_3} \sigma_{xz}^{(3)} \delta \varepsilon_{xz}^{(3)} dz \right] dx. \quad (6)$$

Теперь определяем компоненты тензора напряжений в слоях, используя соотношения (3). Выделим линейные (индекс «e») и нелинейные (индекс «ω») части компонентов напряжений в следующем виде:

$$\sigma_x^{(k)} = \sigma_{xe}^{(k)} - \sigma_{x\omega}^{(k)}; \quad \sigma_{xz}^{(3)} = \sigma_{xze}^{(3)} - \sigma_{xz\omega}^{(3)}, \quad (7)$$

где

$$\begin{aligned} \sigma_{xe}^{(k)} &= 2G_k \mathfrak{D}_x^{(k)} + 3K_k \varepsilon_x^{(k)}; \quad \sigma_{x\omega}^{(k)} = 2G_k \mathfrak{D}_x^{(k)} \omega^{(k)} (\varepsilon_u^{(k)}); \\ \sigma_{xze}^{(3)} &= 2G_3 \mathfrak{D}_{xz}^{(3)}; \quad \sigma_{xz\omega}^{(3)} = 2G_3 \mathfrak{D}_{xz}^{(3)} \omega^{(3)} (\varepsilon_u^{(3)}). \end{aligned} \quad (8)$$

Проведем следующую подобную операцию с обобщенными внутренними усилиями и моментами:

$$N^{(k)} = N_e^{(k)} - N_\omega^{(k)}; \quad M^{(k)} = M_e^{(k)} - M_\omega^{(k)}; \quad Q^{(3)} = Q_e^{(3)} - Q_\omega^{(3)}. \quad (9)$$

Здесь соответствующие элементы (6) определяются по формулам, например,

$$N_\omega^{(k)} = b \int_{h_k} \sigma_{x\omega}^{(k)} dz; \quad M_\omega^{(k)} = b \int_{h_k} \sigma_{xz\omega}^{(k)} z dz; \quad Q_\omega^{(3)} = b \int_{-c}^c \sigma_{xz\omega}^{(3)} dz. \quad (10)$$

Определяя вариации работы внешних сил (5), потенциальной энергии (6) и подставляя их в уравнение (4), получаем систему дифференциальных уравнений равновесия трёх-слойного стержня в усилиях с учетом физической нелинейности ($q_R=0$):

$$N_{,x}^e = -bP + N_{,x}^\omega; \quad H_{,x}^e - Q^e = H_{,x}^\omega - Q^\omega; \quad M_{,xx}^e = -bq + M_{,xx}^\omega, \quad (11)$$

где

$$\begin{aligned} N_e &= \sum_{k=1}^3 N_e^{(k)}, \quad H_e = c(N_e^{(1)} - N_e^{(2)}) + M_e^{(3)}, \quad Q_e = Q_e^{(3)}; \\ N_\omega &= \frac{4}{3} b \sum_{k=1}^3 G_k \int_{h_k} \omega^{(k)} \varepsilon_x^{(k)} dz; \quad M_\omega = \frac{4}{3} b \sum_{k=1}^3 G_k \int_{h_k} \omega^{(k)} \varepsilon_x^{(k)} z dz; \quad Q_\omega = 2bG_3 \int_{-c}^c \omega_3 dz. \end{aligned} \quad (12)$$

Определив упругие составляющие внутренних усилий через искомые перемещения u, v, w и подставив их в уравнения равновесия (11), получим следующую систему нелинейных дифференциальных уравнений в перемещениях:

$$\begin{aligned} a_1 u_{,xx} + a_6 \psi_{,xx} - a_7 w_{,xxx} &= -p + p_\omega; \\ a_6 u_{,xx} + a_2 \psi_{,xx} - a_3 w_{,xxx} - a_5 \psi &= h_\omega; \\ a_7 u_{,xxx} + a_3 \psi_{,xxx} - a_4 w_{,xxxx} &= -q + q_\omega. \end{aligned} \quad (13)$$

Здесь коэффициенты $a_1, a_2, \dots, a_7$ определяются по формулам:

$$\begin{aligned} a_1 &= K_1^+ h_1 + K_2^+ h_2 + 2K_3^+ c; \quad a_2 = c^2 \left[K_1^+ h_1 + K_2^+ h_2 + \frac{2}{3} K_3^+ c \right]; \\ a_3 &= c \left[K_1^+ h_1 (c + \frac{1}{2} h_1) + K_2^+ h_2 (c_2 + \frac{1}{2} h_2) + \frac{2}{3} K_3^+ c^2 \right]; \\ a_4 &= K_1^+ h_1 (c^2 + ch_1 + \frac{1}{3} h_1^2) + K_2^+ h_2 (c + ch_2 + \frac{1}{3} h_2^2) + \frac{2}{3} K_3^+ c^2; \\ a_5 &= 2G_3 c; \quad a_6 = c \left[K_1^+ h_1 - K_2^+ h_2 \right]; \quad a_7 = K_1^+ h_1 (c + \frac{1}{2} h_1) - K_2^+ h_2 (c_2 + \frac{1}{2} h_2); \\ K_k^+ &= K_k^+ + \frac{4}{3} G_k, \quad (k=1, 2, 3). \end{aligned} \quad (14)$$

В уравнении (13) нелинейные слагаемые имеют следующий вид:

$$P_\omega = \frac{1}{B_0} N_{,x}^\omega; \quad h_\omega = \frac{1}{B_0} (H_{,x}^\omega - Q^\omega); \quad q_\omega = \frac{1}{B_0} M_{,xx}^\omega.$$

Для решения системы (13) принимается приближенный метод – метод упругих решений. Для n -го приближения нетрудно переписать системы уравнений (13). Входящие в

правые части величины $p_{\omega}^{(n-1)}, h_{\omega}^{(n-1)}, q_{\omega}^{(n-1)}$ служат «дополнительными» внешними нагрузками. На первом шаге итерации они нулевые, в дальнейшем на каждом шаге они вычисляются по результатам предыдущего приближения. Отметим, что процедура получения решения системы уравнений (13) не отличается от задачи теории упругости. В результате получаем искомое аналитическое решение в рекуррентном виде для n -го приближения [2]:

$$\begin{aligned}\psi^{(n)}(x) &= C_2^{(n)} sh(\beta x) + C_3^{(n)} ch(\beta x) + \frac{1}{\beta} [sh(\beta x) \int g^{(n)} ch(\beta x) - ch(\beta x) \int g^{(n)} sh(\beta x) dx]; \\ u^{(n)}(x) &= \gamma_3 \psi^{(n)} + \frac{1}{\alpha_2} [-a_4 L_2^{-1}(p - p_{\omega}^{(n-1)}) + a_7 L_3^{-1}(q - q_{\omega}^{(n-1)}) + \frac{a_7}{2} C_1^{(n)} x^2] + C_7^{(n)} x + C_8^{(n)}; \\ w^{(n)}(x) &= \frac{1}{\alpha_2} [\alpha_1 \int \psi^{(n)} dx - a_7 L_3^{-1}(p - p_{\omega}^{(n-1)}) + a_1 L_4^{-1}(q - q_{\omega}^{(n-1)}) + \frac{1}{6} a_1 C_1^{(n)} x^3] + \frac{1}{2} C_4^{(n)} x^2 + C_5^{(n)} x + C_6^{(n)},\end{aligned}$$

где

$$g^{(n)}(x) = \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \gamma_1 h_{\omega}^{(n-1)} + \gamma_2 (p - p_{\omega}^{(n-1)}) + \gamma_1 (\int (q - q_{\omega}^{(n-1)}) dx + C_1^{(n)})$$

Константы интегрирования $C_1^{(n)}, \dots, C_8^{(n)}$ определяются из условий закрепления стержня.

Переменное нагружение и учет повреждаемости. Рассмотрим теперь построение решения задачи для любого m -го переменного нагружения трехслойного упругопластического стержня с учетом накопления повреждаемости. Предположим, что после $(m-1)$ цикла нагружения, начиная с момента t_{m-1} , происходит мгновенная разгрузка и новое нагружение осуществляется усилиями обратного знака $p^{(m)}, q^{(m)}$ (здесь индекс « m » – номер нагружения). Эти усилия создадут в k -м слое стержня поле перемещений $u^{(m,k)}, v^{(m,k)}, w^{(m,k)}$, деформации $\varepsilon_x^{(m,k)}, \varepsilon_y^{(m,k)}, \varepsilon_z^{(m,k)}$ и напряжений $\sigma_x^{(m,k)}, \sigma_y^{(m,k)}, \sigma_z^{(m,k)}, \sigma_{xz}^{(m,k)}$.

Следуя, теории Москвитина [1], введем разности следующего вида:

$$\bar{\sigma}_x^{(m,k)} = (-1)^m (\sigma_x^{(m-1,k)} - \sigma_x^{(m,k)}); \quad \bar{\varepsilon}_x^{(m,k)} = (-1)^m (\varepsilon_x^{(m-1,k)} - \varepsilon_x^{(m,k)}); \quad \bar{u}^{(m)} = (-1)^m (u^{(m-1,k)} - u^{(m)}). \quad (16)$$

Считаем, что соотношения (2), связывающие деформации и перемещения для величин с «чертой» (16), будут справедливы. Для связи напряжений и деформации примем физические уравнения состояния типа (3), учитывающие повреждаемости материала [19]:

$$\bar{s}_{ij}^{(m,k)} = 2G_k \bar{f}^{(m,k)}(\bar{\varepsilon}_u^{(m-1,k)}, \eta^{(m-1,k)}) \bar{\varepsilon}_{ij}^{(m,k)}; \quad \bar{\sigma}^{(m,k)} = 3K_k \bar{\varepsilon}^{(m,k)}, \quad (17)$$

где

$$\bar{f}^{(m,k)} = (1 - \omega^{(m,k)}(\bar{\varepsilon}_u^{(m,k)}, \eta^{(m-1,k)})).$$

При учете повреждаемости функции пластичности можно представить в виде

$$\omega^{(m,k)} = \begin{cases} 0, & \bar{\varepsilon}_u^{(m,k)} \leq \bar{\varepsilon}_{sm}^{(k)}(\eta); \\ \lambda_m \left(1 - \frac{\bar{\varepsilon}_{sm}^{(k)}(\eta)}{\bar{\varepsilon}_u^{(m,k)}} \right)^{\alpha}, & \bar{\varepsilon}_u^{(m,k)} > \bar{\varepsilon}_{sm}^{(k)}(\eta). \end{cases} \quad (18)$$

Здесь в случае обобщенного принципа Мазинга

$$\lambda_m = \lambda, \quad \bar{\varepsilon}_{sm}^{(k)} = \alpha_m \cdot \varepsilon_{s0}^{(k)}, \quad \alpha_m = Q_1 (m-1)^{\chi},$$

а при учете накопления повреждений

$$\bar{\varepsilon}_{sm}^{(k)}(\eta) = \alpha_1^{m-2} (1 + \alpha_1) \varepsilon_s^{(k)} + (3G_{1k})^{-1} \cdot B^{\chi} \left[1 - 0.5(1 + \alpha_1) \alpha_1^{n-2} \right] \cdot [1 - (1 - \eta^{(k)})^{1+\alpha}]^{\chi} \cdot (n-1)^{-\frac{1}{\alpha}}. \quad (19)$$

Функция повреждаемости $\eta^{(k)}$ определяется из кинетического уравнения [1]:

$$\frac{\partial \eta_m^{(k)}}{\partial \lambda_m} = f^{(m,k)}(\bar{\sigma}_u^{(m,k)}, \eta_m^{(k)}); \quad f^{(m,k)} = A \frac{(\bar{\sigma}_u^{(m,k)})^{\alpha}}{(1 - \gamma \eta_m^{(k)})^{\beta}} \quad (20)$$

при условии $\eta(0)=0, \eta(\lambda_N)=1$, где λ_N – число полуциклов до наступления предельного состояния (разрушения).

Используя физические соотношения (17), здесь также компоненты напряжений подразделим на линейные и нелинейные составляющие

$$\bar{\sigma}_{xe}^{(m,k)} = 2G_k \bar{\mathcal{E}}_k^{(m,k)} + 3K_k \bar{\varepsilon}^{(m,k)}; \quad \bar{\sigma}_{x\omega}^{(m,k)} = 2G_k \bar{\mathcal{E}}_k^{(m,k)} \omega^{(m,k)}, \quad (21)$$

и внутренние усилия

$$\bar{N}^{(m,k)} = \bar{N}_e^{(m,k)} - \bar{N}_\omega^{(m,k)}, \dots, \bar{M}^{(m,k)} = \bar{M}_e^{(m,k)} - \bar{M}_\omega^{(m,k)}, \bar{Q}^{(m,k)} = \bar{Q}_e^{(m,k)} - \bar{Q}_\omega^{(m,k)}. \quad (22)$$

Упругие («e») и неупругие («ω») составляющие внутренних усилий вычисляются аналогичным образом по формулам типа (12). Например,

$$\bar{N}_e^{(m,k)} = b \int_{h_k} \bar{\sigma}_{xe}^{(m,k)} dz, \dots, \quad \bar{M}_\omega^{(m,k)} = b \int_{h_k} \bar{\sigma}_{x\omega}^{(m,k)} z dz. \quad (23)$$

Соответствующие итерационные уравнения равновесия в перемещениях (13) на n -м шаге для величин с чертой при m -м полуцикле имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} a_1 \bar{u}_{,xx}^{(m,n)} + a_6 \bar{\psi}_{,xx}^{(m,n)} - a_7 \bar{w}_{,xxx}^{(m,n)} &= -\bar{p}^{(m)} + \bar{p}_\omega^{(m,n-1)}; \\ a_6 \bar{u}_{,xx}^{(m,n)} + a_2 \bar{\psi}_{,xx}^{(m,n)} - a_3 \bar{w}_{,xxx}^{(m,n)} - a_5 \bar{\psi}^{(m,n)} &= \bar{h}_\omega^{(m,n-1)}; \\ a_7 \bar{u}_{,xxx}^{(m,n)} + a_3 \bar{\psi}_{,xxx}^{(m,n)} - a_4 \bar{w}_{,xxx}^{(m,n)} &= -\bar{q}^{(m)} + \bar{q}_\omega^{(m,n-1)}. \end{aligned} \quad (24)$$

Величины $\bar{p}_\omega^{(m,n-1)}$, $\bar{h}_\omega^{(m,n-1)}$, $\bar{q}_\omega^{(m,n-1)}$, соответствующие неупругим составляющим в (24) на первом шаге при неучёте повреждаемости ($\eta_0=0$) известными, в следующем шаге вычисляются по результатам предыдущего приближения, т.е. используется метод «упругих» решений. В этом случае аналитическое решение будет иметь вид типа (15).

Для решения краевых задач необходимо добавить граничные условия. Например, в случае жёсткой заделки обоих торсов стержня должны выполняться граничные условия:

$$x=0, l: \quad \bar{w}^{(m,n)} = \bar{u}^{(m,n)} = \bar{\psi}^{(m,n)} = \bar{w}_{,x}^{(m,n)} = 0. \quad (25)$$

Для шарнирно опертого случая граничные условия принимают следующий вид:

$$x=0, l: \quad \bar{w}^{(m,n)} = \bar{u}^{(m,n)} = \bar{\psi}^{(m,n)} = \bar{M}^{(m,n)} = 0. \quad (26)$$

Отметим, что искомые решения задачи на m -м нагружении с учетом приведённых соотношений определяются следующим образом:

$$\sigma_x^{(m,k)}(x,z) = \sigma_x^{(k)} - \sum_{m=2}^M (-1)^m \cdot \bar{\sigma}_x^{(m,k)}(x,z); \quad \varepsilon_x^{(m,k)}(x,z) = \varepsilon_x^{(k)} - \sum_{m=2}^M (-1)^m \cdot \bar{\varepsilon}_x^{(m,k)}(x,z), \quad (27)$$

где величины с одним штрихом – напряжения и деформации в трехслойном стержне перед первой разгрузкой.

Таким образом, краевая задача для величин с «чертой» с точностью до обозначений совпадает с краевой задачей упругого расчета. Поэтому в некоторых случаях можно будет построить рекуррентные численно - аналитические решения [2, 3].

Примеры расчета и анализ. В качестве примера приведем результаты расчета деформирования трехслойных (однослойных) стержней при знакопеременном нагружении и с учетом накопления повреждений. Трехслойный стержень выполнен из материалов D-16T – фторопласта D-16T с толщиной слоев: $h_1=h_2=0.03$, $c=0.09$. Граничные условия – защемленные с обоих концов.

На рис.2 показано изменение прогиба $w^{(m)}(x)$ (а) и сдвига $\psi^{(m)}(x)$ (б) вдоль оси трехслойного стержня при знакопеременном нагружении: 1 – упругий расчет; 2 –упругопластический; 3 – упругопластический на десятом полуцикле. Кривые с одним штрихом соответствуют нагружению из естественного состояния, с двумя штрихами означают повторный изгиб знакопеременной нагрузкой ($q=10$ МПа). Максимальные значения перемещений при повторном нагружении снижаются на 1–2%, на 10-м цикле – еще на 4%, – это говорит о том, что материал несущего слоя D-16T является циклически упрочняющимся.

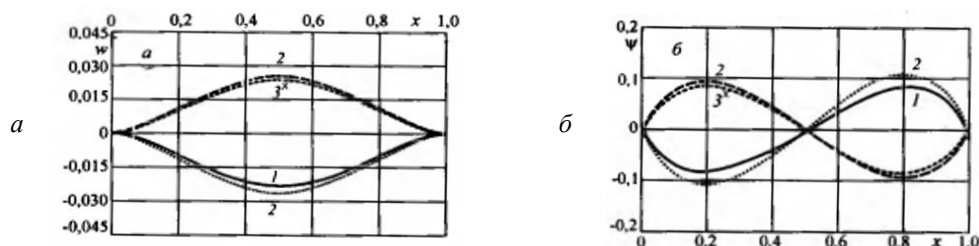


Рис.2. Изменение прогиба $w^{(m)}(x)$ (а) и сдвига $\psi^{(m)}(x)$ (б) трехслойного стержня, защемленного обоих концов

На рис.3. показано изменение прогиба $w^{(m)}(x)$ и $\psi^{(m)}(x)$ трехслойного стержня (консольное закрепление) при знакопеременном нагружении: 1 – упругий расчет; 2 – упругопластический; 3^x – упругопластический на 10-м полуцикле. Как в предыдущей задаче, кривые с одним штрихом соответствуют нагружению из естественного состояния, с двумя повторный изгиб знакопеременной нагрузкой ($q=2.5$ МПа).

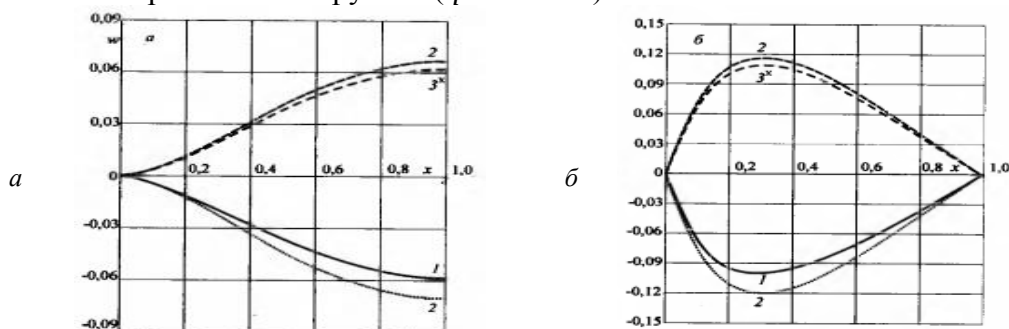


Рис.3. Изменение прогиба $w^{(m)}(x)$ (а) и сдвига $\psi^{(m)}(x)$ (б) трехслойного стержня (консольное закрепление)

Отметим, что учет нелинейности в обеих задачах приводит к увеличению максимальных напряжений во внешних слоях на 4–5%, в заполнителе – на 12–14%. В работе [3] отмечено, что результаты расчета существенно зависят от значения коэффициента постели k_0 ($k_0=1, 10^2, 10^5$ МПа/м).

Теперь для сравнительной оценки приводим результаты расчета однослойного стержня (при $c=0$) с учетом циклических свойств материалов и накопления повреждений при переменных нагружениях. Рассмотрим изгиб стержня, защемленного по обоим концам, подверженному равномерно распределённой циклической нагрузке постоянной интенсивности.

Таблица 1

Значения расчетных величин по обобщенному принципу Мазинга

k	α_k		$10^2 w^{(k)}(0.5)$		$\varepsilon_u^{(k)}(0)$		$M_x^{(k)}(0) \cdot 10^2$	
	D-16T	B-96	D-16T	B-96	D-16T	B-96	D-16T	B-96
1	1	1	0.3251	0.3251	4.9164	4.9164	-7.8063	-7.8063
2	2.020	2.080	-0.3189	-0.3013	4.7284	4.1940	7.8574	8.0030
3	2.062	2.148	0.3125	0.3065	4.3455	3.6910	-7.8476	-7.9590
4	2.087	2.190	-0.3117	-0.2911	4.1289	3.3428	7.6420	8.0870
5	2.105	2.220	0.3075	0.2997	3.9791	3.1445	-7.8643	-8.0151
9	2.150	2.293	0.3022	0.2930	3.6323	2.7158	-7.8825	-8.0702
15	2.186	2.354	0.2979	0.2881	3.3691	2.4229	-8.4435	-8.1105
19	2.203	2.382	0.2911	0.2861	3.2563	2.3067	-8.4519	-8.1271
20	2.206	2.388	-0.2978	-0.2743	3.2325	2.2829	7.7100	8.2253

Значения коэффициента обобщенного принципа Мазинга α_k определены по известным формулам [1]. В табл.1 приведена кинетика изменения максимальных расчетных величин $w^{(k)}$, $\varepsilon_u^{(k)}$, $M_x^{(k)}$ полученных при следующих программах нагружений: $\delta^{(k)}=\delta q^{(k)}$, $\delta=1.75$, $k=20$, $q^{(k)}=(-1)^{k-1}$. Сравнительный анализ результатов позволяет оценить влияние циклов

нагружений на кинетику НДС стержня. Из табл.1 следует, что разница *max* значений расчетных величин $w^{(k)}$, $\varepsilon_u^{(k)}$, $M_x^{(k)}$ при $k = 1$ и 19 для сплава В-96 составляет 12, 53 и 3.9%, для D-16T – 8.9, 33, 2.9%.

В табл.2 приведены результаты расчета для защемленного по обоим концам стержня при переменных упругопластических нагружениях с учетом повреждаемости. За кинетическое уравнение повреждаемости принята формула (20). Расчеты выполнены при следующих данных: $A_I = 1.2 \cdot 10^{-4}$; $\alpha = \beta = 5$; $\gamma_1 = 0.8$ и 1; $\varepsilon_s = 0.0015$; $\alpha_I = 0.97$; $\delta = 1, 5$ и 2; $q^{(k)} = (-1)^{k+1} q_0$.

В табл.2 показана кинетика изменения расчётных величин $w^{(k)}$, $\varepsilon_u^{(k)}$, $M_x^{(k)}$, $\sigma_x^{(k)}$ в зависимости от числа циклов и накопления повреждений. Значения расчётных величин $w^{(k)}$, $\varepsilon_u^{(k)}$, $M_x^{(k)}$ при $k=1$ и 9 различаются соответственно на 24.75; 85.89; 6.67%; при $k = 2$ и 8 – на 17.67; 63.67; 5.82%. При исходном нагружении ($k=1$) функция повреждаемости равна нулю. Начиная со второго цикла, суммируется накопление повреждаемости и с возрастанием цикла нагружения она увеличивается в зависимости от экспериментально определяемых параметров A , α , β ; γ_1 .

Таблица 2

Кинетика изменения расчетных величин с учетом повреждаемости

k	$10^3 w^{(k)}(0.5)$	$\varepsilon_u^{(k)}(0)$	$\sigma_x^{(k)}(0) \cdot 10^2$	$M_x^{(k)}(0) \cdot 10^2$	$10 \cdot \eta(0), (\gamma = 1)$	$10 \cdot \eta(0), (\gamma = 0.8)$
1	4.1305	6.9751	-5.3727	-7.2973	0	0
2	-3.9896	6.6829	5.3890	7.3560	0.1546	0.1520
3	3.8683	6.1391	-5.4113	-7.4175	0.3264	0.3175
4	-3.7530	5.6482	5.4346	7.4778	0.5206	0.4996
5	3.6537	8.2032	-5.4634	-7.5389	0.7448	0.7026
6	-3.5574	4.7979	5.4929	7.6002	1.0114	0.9322
7	3.4742	4.4267	-5.5278	-7.6617	1.3424	1.1971
8	-3.3905	4.0831	5.5639	7.7212	1.7876	1.5109
9	3.3111	3.7523	-5.6078	-7.7840	2.5274	1.8976

Результаты расчета на НДС трехслойных (однослойных) стержней показывают, что обобщенный принцип Мазинга отражает основные свойства и особенности упрочняющихся материалов (D-16T, В-96) стержней циклического нагружения.

Заключение. На основе вариационного принципа Лагранжа получена система дифференциальных уравнений равновесия в перемещениях трёхслойного стержня при однократном и переменном нагружении с учетом повреждаемости. Проанализировано напряженно-деформированное состояние трехслойных (однослойных) стержней при знакопеременном нагружении с учетом циклических характеристик и повреждаемости материалов. Показано, что применение модели трёхслойного элемента при переменном нагружении позволяет получить решение задачи для интересующего цикла нагружения путем введения соответствующего масштабного коэффициента.

Работа выполнена при финансовой поддержке Международного гранта фундаментальных исследований БРФФИИ (проект №ИЛ – 4821091577).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Москвитин В.В. Циклические нагружения элементов конструкций. М.: URSS. 2019. – 344 с. (переизд).
- [2] Старовойтов Э.И., Яровая А.В., Леоненко Д.В. Деформирование трехслойных элементов конструкции на упругом основании. М.: Физматлит, 2006. – 379 с.
- [3] Старовойтов Э.И., Леоненко Д.В., Рабинский Л.Н. Деформирование трехслойных физически нелинейных стержней. М.: МАИ, 2016. –184 с.
- [4] Carrera E., Fazzolari F.A., Cinefra M. Thermal Stress Analysis of Composite Beams, Plates and Shells: Computational Modelling and Applications. Academic Press, 2016. – 410 p.
- [5] Савицкий Д.М. Изгиб упругого трехслойного стержня в нейтронном потоке // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2014. №3. С.110 –114.
- [6] Yang L., Harrysson O., West H., Cormier D.A. Comparison of Bending Properties for Cellular Core Sandwich Panels // Materials Sciences and Applications. Vol.4. 2013. №8. P.471 – 477.
- [7] Lee C.R., Sun S.J., Kam T.Y. System parameters evaluation of flexibly supported laminated composite sandwich plates // AIAA Journal. Vol.45. 2007. №9. P.2312 – 2322.

- [8] Zenkour A.M., Alghamdi N.A. Thermomechanical bending response of functionally graded nonsymmetric sandwich plates // Journal of Sandwich Structures and Materials. Vol.12. 2009. №1. P.7 – 46.
- [9] Паймушин В.Н., Иванов В.И., Хусаинов В.Р. Анализ свободных и собственных колебаний трехслойной пластины на основе уравнений уточненной теории // Механика композиционных материалов и конструкций. 2002. №4. Т.8. С.543 – 554.
- [10] Старовойтов Э.И., Леоненко Д.В., Абдусаттаров А. Изгиб трехслойной пластины в температурном поле знакопеременной кольцевой нагрузкой // Механика композиционных материалов и конструкций. 2022. №3. Т.28. С.339 – 358.
- [11] Старовойтов Э.И., Яровая А.В., Абдусаттаров А. Циклический изгиб трехслойных пластин в температурном поле // Проблемы безопасности на транспорте. Материалы XII Междунар. науч. практ. конференции. Гомель: БелГУТ, 2022. С.257 – 258.
- [12] Козел А.Г. Термосиловой изгиб упругой трехслойной пластины на основании Пастернака // Механика. Исследования и инновации. Вып.14. Гомель, 2021. С.90 – 96.
- [13] Кукуджанов В.Н. Компьютерное моделирование деформирования, повреждаемости и разрушения неупругих материалов и конструкций. М.: МФТИ, 2008. – 215 с.
- [14] Абиров Р.А. Развитие математических моделей пластичности с учетом деформирования материалов при сложном нагружении: Автореф. дис... докт. физ.-мат. наук. Ташкент, 2014. – 52 с.
- [15] Рашидов Т.Р., Абдусаттаров А., Исомиддинов А.И. Моделирование процессов пластического деформирования и повреждаемости тонкостенных стержней при пространственно - переменном нагружении // Докл. АН РУз. 2011. №4. С. 35 – 38.
- [16] Абдусаттаров А., Исомиддинов А.И., Рузиева Н.Б. Упругопластический расчет тонкостенных стержней при переменном нагружении с учетом повреждаемости // Узб. журнал «Проблемы механики». 2021. №2. С. 3 – 16.
- [17] Абдусаттаров А., Рузиева Н.Б. Нелинейное деформирование и учет повреждаемости подземных трубопроводов при циклических нагружениях // Узб. журнал «Проблемы механики». 2022. №4. С. 19 – 31.
- [18] Рузиева Н.Б., Абдусаттаров А. Нелинейное деформирование подземных трубопроводов при циклическом нагружении // Проблемы безопасности на транспорте. Материалы XI Междунар. науч. - практ. конференции. Гомель: БелГУТ, 2021. Ч.2. С.113 – 114.
- [19] Старовойтов Э.И., Абдусаттаров А. Деформирование трехслойных пластин из вязкопластического композита с учетом повреждаемости материалов // Международная научная и научно-техническая конференция на тему «Инновации в строительстве, сейсмическая безопасность зданий и сооружений». НамИСИ, 2022. С.417 – 420.

Дата поступления
17.01.2023

Старовойтов Э.И., Абдусаттаров А., Рузиева Н.Б. Уч қатламлі эластик-пластик стерженларни емирилишини ҳисобга олган ҳолда циклик юкланиши

Аннотация: Мақолада циклик юклашлар таъсиридаги қалинлиги бўйча носимметрик эластик –пластик уч қатламлі бикир тўлдирувчи стерженларнинг деформациясини ҳисоблаш модели келтирилган. Лагранжнинг вариацион принципага асосланиб, материалнинг емирилишини ҳисобга олган ҳолда бир марталик ва ўзгарувчан юкланишлар таъсиридаги уч қатламлі стерженларни эгилишининг чегаравий масаласи шакллантирилган. Қўрилатган масалани ечиш учун “эластик” ечимлар усулига асосланган ҳисоблаш усул қўлланилган. Материалларнинг циклик хусусиятларини ва емирилишини ҳисобга олган ҳолда уч қатламлі, хусусан, бир қатламлі стерженлар учун ҳисобланган сонли натижалар келтирилган.

Калим сўзлар: уч қаватли стержен; циклик юкланиш; емирилиш; вариацион тамоил; қўчишлар орқали мувозанат тенгламалари.

Starovoitov E.I., Abdusattarov A., Ruzieva N.B. Cyclic loading of elastic-plastic three-layer rods taking into account and damage

Abstract: The article presents a simulation of the calculation of deformation of thickness – asymmetric elastic – plastic three – layer rods with a rigid filler under cyclic loading. Based on the Lagrange variation principle, the boundary value problem of bending three – layer rods under single and alternating loading, taking into account the damage of the material, is formulated. To solve the formulated problems, an approximate method based on the method of elastic solutions is applied. Numerical results of calculated values for three – layer, in particular single – layer rods are obtained, taking into account the cyclic characteristics of materials and damage.

Keywords: three – layer rod; cyclic loading; damage; variation principle; equilibrium equations in displacements.

ПРОСТРАНСТВЕННЫЙ РАСЧЕТ НЕРАЗРЕЗНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ МОСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ НА ДЕЙСТВИЕ СЕЙСМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ

Шермухамедов У.З., Каримова А.Б., Тайиров Ш.Ш.

Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: ulugbekjuve@mail.ru

Аннотация: В последние годы в республике колоссальными темпами ведутся проектирование и строительство неразрезных железобетонных мостов и путепроводов с учетом зарубежных передовых технологий, методов и программных комплексов. Проанализирован зарубежный опыт по исследованию резинометаллических опорных частей мостов и путепроводов. В статье приведен расчет неразрезного железобетонного путепровода на сейсмические воздействия, который реализовал метод конечных элементов в рамках линейно-спектральной теории. Численные расчеты показали, что опорная часть правого конца путепровода не позволяет падение пролетного строения с устоя за счет того, что предельное перемещение резинометаллической опорной части равно 0.2м. В результате пролетное строение и опоры путепровода имеют завышенный запас прочности для 8-балльного землетрясения по MSK-64.

Ключевые слова: мосты и путепроводы; сейсмоизоляция; опорные части; пролетное строение; опора; сжатие и растяжение; монолитные конструкции.

Введение. На протяжении многовековой истории цивилизации человечества такие искусственные сооружения, как мосты, виадуки, акведуки и путепроводы, были и служили образом олицетворения красоты городов, регионов и стран. Показано, что данного рода искусственные сооружения являются неотъемлемой частью не только в сфере транспорта, но и туризма благодаря своей красоте и изящности став символами достижений человечества [1].

За последние 40–50 лет было сделано много интересных открытий в мостостроении: такие новые виды мостов, как вантовые, разрезные с предварительно напряженным бетоном, мосты с длинными пролетными строениями и т.д. [2, 3].

В последние годы в мире наметился повышенный интерес к модернизации и расширению дорожной сети, в том числе мостовых сооружений на основе использования современных технологий и конструкций мостов и путепроводов из монолитного железобетона. Несмотря на то, что начало монолитному строительству положено относительно недавно, в настоящее время этот метод строительства считается самым перспективным [4, 5]. Монолитные мосты используются во всех развитых странах мира. Монолитное строительство – это метод возведения зданий и сооружений, при котором основным материалом конструкций является монолитный железобетон. Железобетонная конструкция отличается прочностью и долговечностью, а также обладает высокими эксплуатационными качествами. Основная особенность монолитного строительства заключается в том, что местом для производства материала монолитных мостов и других инженерных сооружений является строительная площадка. Применение монолитного железобетона позволяет реализовывать многообразие архитектурных форм, а также сократить расход стали на 7–20 % и бетона – до 10–12 % по сравнению со сборными (разрезными) системами [5, 6].

На сегодняшний день в целях улучшения транспортной инфраструктуры Республики Узбекистан начали использовать монолитное строение мостов и путепроводов (рис. 1). Один из ярких примеров этого – новый путепровод, который строится на 1083 – м км автомобильной дороги М-39, проходящей через город Самарканд.

Еще один пример – строительство в г. Ташкенте шестиполосной автодороги и трех путепроводов, которые соединяют Сергелийский район с центральной частью города. Строительство путепровода, который в ближайшем будущем станет еще одним прекрасным примером творчества архитекторов, проводится на основе новейших технологий в соответствии с международными стандартами.

Известно, что территория Средней Азии, особенно Узбекистана, является сейсмически активной зоной. Вследствие этого к проектированию и строительству мостов, путепроводов и эстакад должны предъявляться высокие требования. В этой связи

представляет интерес разработка методов и программных средств для проведения расчетов мостов и путепроводов на действие сейсмических воздействий.



Рис. 1. Современные неразрезные (моноконтинные) железобетонные путепроводы, построенные в городах Самарканд (а) и Ташкент (б)

Интенсивное развитие информационных технологий дал большой рывок коренному совершенствованию в области проектирования, а также анализу искусственных сооружений, таких как мосты и путепроводы с неразрезными пролетными строениями и современными сейсмоизолирующими устройствами (сферические–слайдеры и резинометаллические опорные части) с учетом множества нагрузок, возникающих при сильных землетрясениях.

Следует отметить, что в настоящее время издано около двадцати монографий по вопросам сейсмоизоляции и сейсмозащиты мостовых сооружений. Классификации сейсмоизолирующих устройств приведены в [7–12] и другими авторами. В работе [11, 12] рассмотрены вопросы сейсмоизоляции и сейсмозащиты мостов, учет особенностей сейсмических колебаний мостов, а также задание расчетного воздействия и коэффициентов сочетаний сейсмической и подвижной нагрузок.

Резиновые опорные части доказали свою эффективность в снижении сейсмического повреждения мостов. Работа [13] посвящена применению комбинаций резиновых изолирующих опорных частей для повышения сейсмических характеристик неразрезных балочных мостов с тавровыми балками, где были изучены методом динамического анализа во времени. Установлено, что мост с неразрезными пролетными строениями с изолирующими опорными частями, такими как свинцово-резиновые опоры (LRB) и резиновые опорные части с высоким демпфированием (HDRB), имеет примерно на 20–30% меньшую сейсмическую реакцию, чем у NRB под действием землетрясений из-за гистерезисной энергии.

В работе [14] исследованы характеристики изолированного LRB горизонтально нагруженного неразрезного моста при различных сейсмических нагрузках. Эффективность LRB в управлении реакцией моста определялась с учетом различных аспектов, таких как изменения характеристик движения грунта, разнонаправленные эффекты, степень сейсмического движения и изменение углов падения. Изучена также эффективность двунаправленного поведения с учетом эффекта взаимодействия опорной части и опоры с применением методов конечных элементов.

Методы исследования. Конструкции мостов обычно при проведении расчетов на статические и сейсмические воздействия моделируются в виде балочно-разрезных, балочно-неразрезных и балочно-консольных схем. Мостовые сооружения состоят из многих элементов, наиболее важными из них являются опоры и опорные части. Опора и опорная часть являются самыми уязвимыми элементами мостового сооружения, поэтому для опорной части используют сейсмоизолирующие устройства, в частности, резинометаллические [15, 16]. Опорная часть является сейсмоизолирующим устройством и позволяет пролетному строению перемещаться в продольном направлении в пределах от 0.1 до 0.35 м в зависимости от используемой их модели за счет малой жесткости на сдвиг. Наиболее удобным методом проведения расчетов является метод конечных элементов. Конечный элемент моделирует осевое растяжение–сжатие, изгиб относительно

перпендикулярных осей к продольной оси моста и кручение относительно продольной оси. В связи с этим расчеты проводятся методом конечных элементов для конструкций мостов. По временной переменной использован метод Ньюмарка. Воздействие задается в виде ряда записей трехкомпонентной сейсмограммы с корректировкой амплитуды на различную балльность. Уравнение движения конструкции после применения дискретизации по методу конечных элементов приводится к виду [17, 18]

$$[M]\{\ddot{u}\} + \eta[C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{P\}, \quad (1)$$

с начальными условиями из статического решения задачи

$$\{u(t)\}_{t=0} = [u(0)], \quad \{\dot{u}(t)\}_{t=0} = \{\dot{u}(0)\}, \quad (2)$$

где $\{u(t)\}$ – вектор абсолютных перемещений узловых точек конечно-элементной модели конструкции. Для нелинейных задач матрицы $[M]$, $[C]$, $[K]$ зависят от вектора абсолютного перемещения, в $\{P(t)\}$ входят заданное движение грунта и действующие силы [18].

Постановка задачи и исходные данные для расчета. В статье рассматривается расчет путепровода на сейсмостойкость проходящей на 1083 км автодороги М-39 в городе Самарканде. Путепровод выполнен в виде двух отдельно стоящих путепроводов, каждый под одно направление движения. Пролетное строение каждого путепровода выполнено неразрезным монолитным железобетоном расчетной схемой 33м+42м+33м, индивидуального проектирования. Общая длина путепровода составляет 110 м, а ширина – 28.9 м. Путепровод будет разделен на 3 полосы с каждой стороны шириной по 3.5 м.

В поперечном сечении каждое пролетное строение выполнено плитным с шириной плиты (ребра) по низу 8.5 м в пролете высотой 2.3 м над опорой. По фасаду пролетное строение выполнено балкой переменной высоты – 1.3 м в пролете и 2.3 м над опорой. Для снижения нагрузки от собственного веса железобетона в пролетных строениях предусмотрена установка пустотообразователей при бетонировании из труб ПНД (труба полиэтиленовая низкого давления) диаметром 400 мм, длина труб в боковых пролетах составляет 16.5 м, в центральном пролете – 22 м. Путепровод пересекает автомобильную дорогу под углом 9 градусов, что отразилось на конструкции пролетных строений (торцы с косиной 9 градусов, опирание на промежуточных опорах под углом 9 градусов к оси путепровода) [19]. Поперечное сечение пролетного строения представлено на рис. 2.

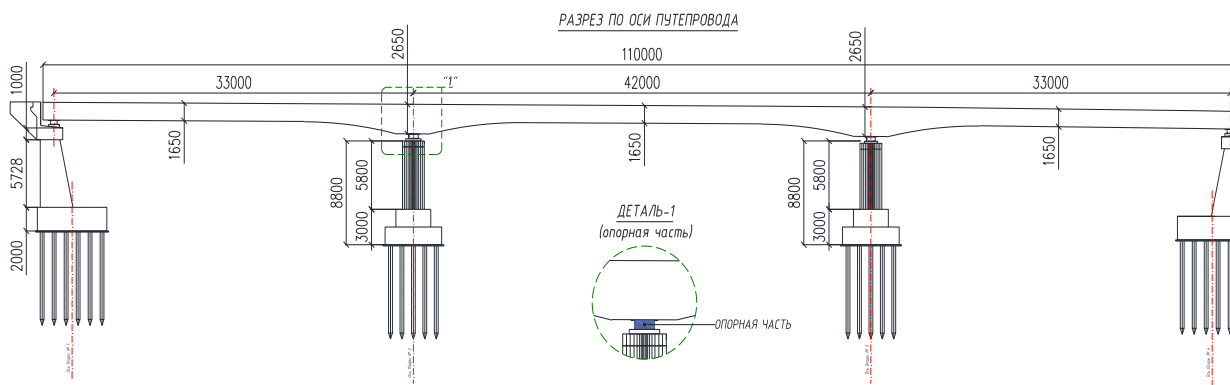


Рис. 2. Общий вид неразрезного (монолитного) железобетонного путепровода, построенного в г. Самарканде

Параметры расчета:

- площадь поперечного сечения пролетного строения высотой 1.3 м при наличии каналаобразователей 11.450 м² (первый этап бетонирования);
- площадь поперечного сечения пролетного строения высотой 1.3 м при отсутствии каналаобразователей 12.706 м² (первый этап бетонирования);
- площадь поперечного сечения пролетного строения над опорой 21.081 м² (первый этап бетонирования);

- площадь поперечного сечения пролетного строения в приопорных зонах на длине 8.5 м меняется по высоте от 1.3 м (12.706 м²) до высоты 2.3 м (21.081 м²) по вогнутой дуге радиусом 36.75 м (первый этап бетонирования);
- площадь поперечного сечения пролетного строения 0.484 м² (второй этап бетонирования) – банкетки;
- ширина пролетного строения, включающая полосы для движения транспортных средств и полосы безопасности, 12.5 м (на этой ширине располагается дорожная одежда толщиной 115.5 мм);
- ширина пролетного строения, включающая служебный проход, барьерное ограждение, находящееся между тротуаром и проезжей частью и перильное ограждение 1.35 м (дорожная одежда на данном участке не предусмотрена);
- погонный вес барьерного ограждения и перильного ограждения совместно со столбом освещения приняты в расчете 0.2 т/м.

Постоянные и временные нагрузки произведены в соответствии с ШНК 2.05.03-12 «Мосты и трубы» [20]. Учитывая тип поперечного сечения пролетного строения – плиту, коэффициент поперечной установки принят равным 1. Ниже приведены значения нагрузок и коэффициентов, принятых в расчете.

Данное пролетное строение запроектировано под временные нагрузки:

- от автотранспортных средств в виде полос АК, класс нагрузки K=14;
- от тяжелых одиночных нагрузок в виде колесной нагрузки НК-100;
- пешеходная нагрузка на служебных проходах по ШНК 2.05.03-12 «Мосты и трубы»;
- прочие временные нагрузки и воздействия: ветровая нагрузка, температурные воздействия, сейсмические нагрузки.

Результаты расчета путепровода. Расчет путепровода на сейсмическое воздействие выполнен в программном комплексе Midas Civil, реализующим методом конечных элементов (МКЭ), в рамках линейно-спектральной теории.

MiDAS Civil – программный комплекс для моделирования и расчетного анализа транспортных сооружений, строительных объектов различного назначения, а также проектирования и оценки несущей способности элементов конструкций. MiDAS Civil является искусством инженерного программного обеспечения, которое устанавливает новый стандарт для проектирования мостов и гражданских сооружений. Он имеет удобный интерфейс и множество функций для проектирования от создания стадий к нелинейным расчетам. Его высокоразвитые инструменты по моделированию и расчетным анализа позволяют инженерам преодолеть общие проблемы в расчетах конструкций МКЭ.

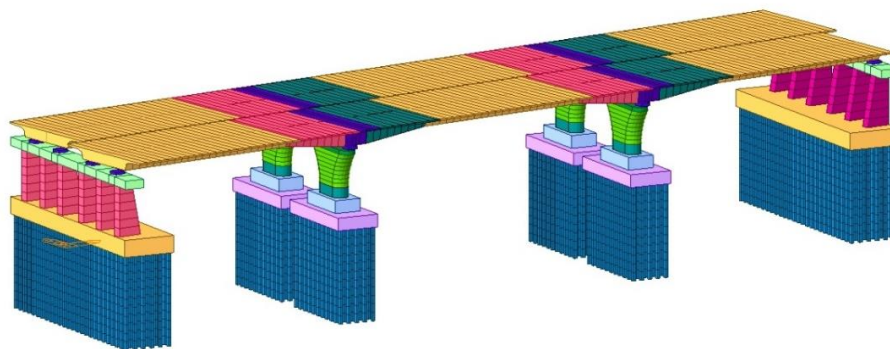


Рис. 3. Расчетная модель путепровода, спроектированная в ПК MiDAS Civil

В расчетных моделях пролетное строение рассмотрено совместно с опорами, также учтено взаимодействие с грунтовым массивом. Модели выполнены из стержневых элементов типа "Beam" (рис. 3), опирание пролетного строения на опору осуществлено постановкой упругих связей "Elastic link" (рис. 4) необходимой жесткости, учет

взаимодействия с грунтом осуществлен постановкой связей "Point spring support" (рис. 5) необходимой жесткости.

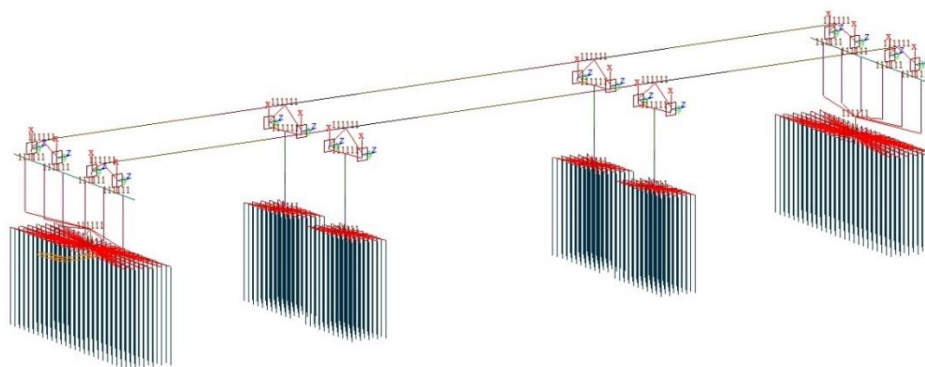


Рис. 4. Закрепление пролетного строения на опоры с учетом постановки упругих связей в ПК MiDAS Civil

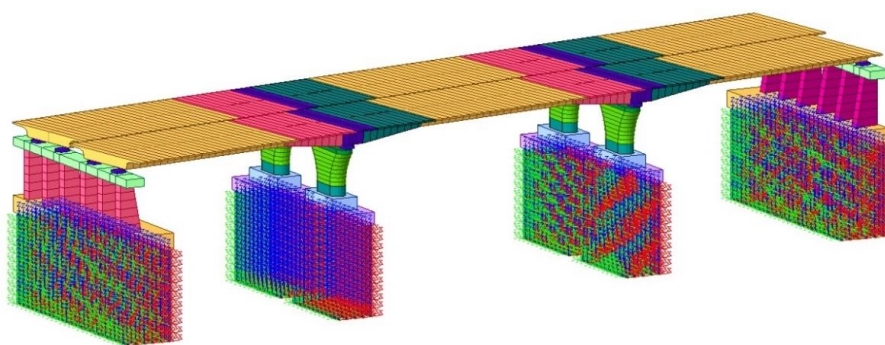


Рис. 5. Закрепление свай с грунтом в ПК «MiDAS Civil»

Материал всех конструкций – бетон класса В35 по прочности, с удельным весом $\gamma=2.5 \text{ тс/м}^3$, марка по морозостойкости F200 в солях, водонепроницаемости W8, модулем упругости $E=35200 \text{ МПа}$, коэффициентом Пуассона $\nu=0.2$. Арматурная сталь класса А-I из стали марки Ст3сп5 по ГОСТу 380-2005; арматурная сталь класса А-III из стали марки 25Г2С по ГОСТу 380-2005; стальные арматурные канаты класса 1860, площадью 150 мм^2 . Пучок формируется из 19 канатов. Заданные сечения соответствуют представленному чертежу общего вида основного путепровода, для элементов переменного сечения размеры усреднялись по границам рассматриваемого элемента [19].

Сейсмичность территории г.Самарканда, согласно карте сейсмического микрорайонирования, выполненного Институтом сейсмологии в 1980 г., оценивается в 9 и 8 баллов. Участок проектируемого строительства расположен в 8-балльной зоне.

В соответствии с таблицей 1.1 КМК 2.01.03-19 [21] в пределах площадки в верхней 10-метровой толще, считая от подошвы фундаментов, залегают грунты II категории по сейсмическим свойствам – суглинки с коэффициентом пористости $e < 0.8$, галечниковый грунт. С учетом этого сейсмичность площадки проектируемого строительства рекомендуется принять равной 8 баллам.

Сейсмоизоляция конструкции происходит за счет смещения периода колебаний основных тонов в зону высоких значений. Происходит также рассеивание энергии землетрясения за счет деформирования свинцового сердечника для LRB изоляторов.

Резинометаллические изоляторы со свинцовым сердечником серии LRB (рис. 6) представляют собой резинометаллические опорные части, состоящие из стальных пластин, чередующихся со слоями резины, выполненные методом горячей вулканизации, с цилиндрическим свинцовым сердечником. Рассеивание энергии, обеспечиваемое свинцовым сердечником при его пластических деформациях, позволяет достигать значений коэффициента эквивалентного вязкого демпфирования порядка 30% [22].

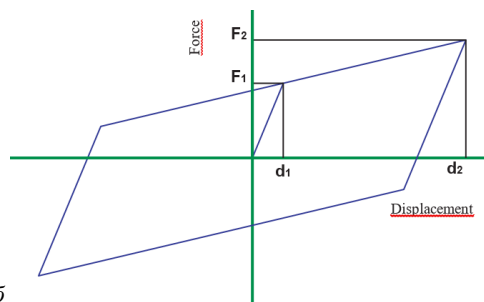


Рис. 6. Конструкция сейсмоизоляции путепровода: *а* – резинометаллический изолятор со свинцовым сердечником серии LRB; *б* – типичные гистерезисные петли изолятора, полученные при динамических испытаниях с увеличением амплитуды деформации сдвига

Благодаря высокой способности к рассеиванию энергии, становится возможным снижение горизонтальных перемещений по сравнению с системой изоляции, обладающей такой же эквивалентной жесткостью, но меньшей способностью к рассеиванию энергии. Как правило, изоляторы изготавливаются круглой формы, но по заказу могут изготавливаться квадратными или прямоугольными в плане; кроме того, они могут оснащаться более, чем одним свинцовым сердечником.

Гистерезисное поведение изолятора серии LRB может также изображаться в виде одномонолинейного графика, с эффективной жесткостью K_e и коэффициентом эквивалентного вязкого демпфирования ξ_e , зависящих от максимального смещения d_2 и соответствующей силы F_2 , к которой они относятся [22]:

$$K_e = \frac{F_2}{d_2}, \quad (3)$$

$$\xi_e = \frac{2}{\pi} * \left[\frac{F_1}{F_2} - \frac{d_1}{d_2} \right]. \quad (4)$$

где K_e – эффективная горизонтальная жесткость (при смещении d_2); ξ_e – коэффициент эквивалентного вязкого демпфирования (при смещении d_2); F_2 – максимальная горизонтальная сила (при смещении на значение d_2); F_1 – предел сопротивления (предел текучести); d_1 – перемещение до предела текучести.

Для проектирования неразрезного монолитного путепровода с учетом сейсмоизоляции выполнен подбор параметров K_e , ξ_e , K_v , F_1 , d_2 и F_2 , характеризующих билинейную кривую, приведены для изолятора серии LRB-SN в табл.1 с разными допустимыми перемещениями [22].

Таблица 1

Исходные параметры резинометаллических изоляторов серии LRB-SN с разными допустимыми перемещениями

Допустимое перемещение, мм	Тип изолятора	K_e	ε_e	F_2	F_1	K_v	D_g
		кН/мм	%	кН	кН	кН/мм	мм
200	LRB-SN 900/144-160	at $d_2=167\text{mm}$			241	3509	900
		3.83	20	639			
250	LRB-SN 900/171-185	at $d_2=208\text{mm}$			312	2892	
		3.49	23	728			
300	LRB-SN 900/162-150	at $d_2=250\text{mm}$			312	2892	
		2.27	21	817			

Значение сейсмической нагрузки F принималось согласно нормативным документам: – КМК 2.01.03-96 «Строительство в сейсмических районах» [21]; – ШНК 2.01.20-16. Строительство транспортных сооружений в сейсмических районах [23]; – Eurocode 8 EN 1998-2-2011 «Design of structures for earthquake resistance - Part 2» [24]; – СП 268.1325800.2016. «Транспортные сооружения в сейсмических районах. Правила проектирования» [25].

Расчетные сейсмические силы приняты равными по следующим выражениям с учетом спектральной теории:

– для горизонтального воздействия по направлению осей X и Y

$$S_{i,k}^{X,Y} = Q_k \cdot A \cdot K_\delta \cdot \beta_i, \quad (5)$$

– для вертикального воздействия по направлению оси Z

$$S_{i,k}^Z = 0.5 \cdot Q_k \cdot A \cdot \frac{1}{q} \cdot \beta_i, \quad (6)$$

где 0.5 – множитель, согласно п. 4.16 ШНК 2.01.20-16; Q_k – вес сооружения (или его элемента), отнесенный к точке K, определяемой с учетом расчетных нагрузок; A – ускорение принято, согласно п. 8.3.34 СП268.1325800.2016, $A=0.2 \cdot g$ м/с² для сейсмичности 8 баллов;

K_δ – коэффициент диссипации, согласно п. 2.16 КМК 2.01.03-19 $K_\delta = e^{(0.548 - \sqrt{\delta}) \left(0.1 + \frac{0.7}{\sqrt{T_1}} \right)}$ применен к горизонтальным составляющим сейсмического воздействия FX, FY; q – коэффициент работы по Eurocode 8 EN 1998-2-2011.

Согласно п. 2.3.2.2 Eurocode 8 EN 1998-2-2011, в предварительно напряженных конструкциях не допускается образование пластических шарниров. С учетом применения сейсмоизолирующих устройств на опорах, а также п. 2.3.2.3 Eurocode 8 EN 1998-2-2011 в расчет введен коэффициент работы $q=1.5$ к вертикальной составляющей сейсмического воздействия FZ, β_i – коэффициент динамичности в зависимости от периода T.

В расчете принята спектральная кривая $\beta_i(T)$, согласно ШНК 2.01.20-16, но без учета требования $\beta_i > 0.8$ (рис. 7)

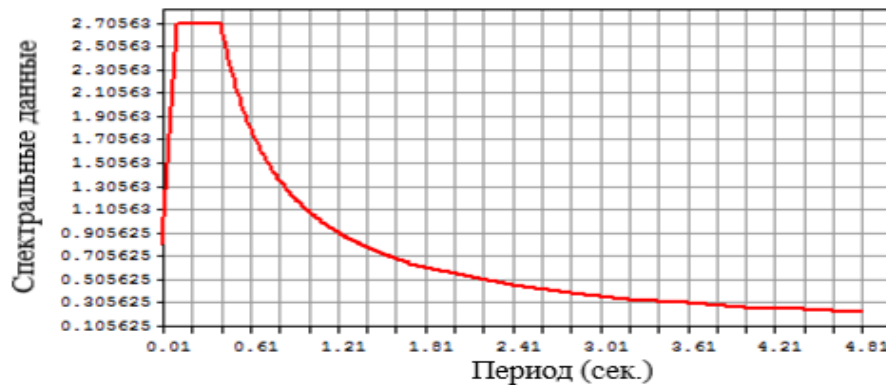


Рис. 7. График спектральной кривой

Сейсмические силы. Для дальнейшего расчета проектируется расчетная модель путепровода в программном комплексе MiDAS Civil. Представлены результаты расчетов монолитного путепровода от динамической нагрузки, FX, FY, FZ приложены по трем ортогональным направлениям, усилия и перемещения от них следует рассматривать с обоими знаками. На рис. 8 – 11 представлены перемещения пролетного строения от продольного и поперечного сейсмических воздействий.

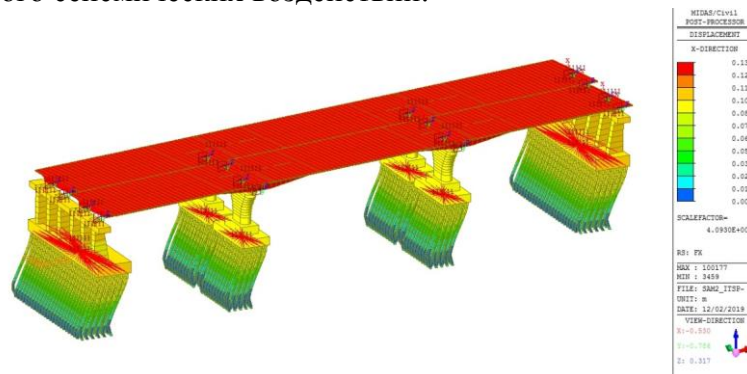


Рис. 8. Продольные перемещения при сейсмических воздействиях

Анализ результатов расчетов путепровода при сейсмических воздействиях (рис. 8–11) показывает, что наиболее опасными являются продольные перемещения. Из графиков рис. 8 и 11 видно, что продольные перемещения от продольных сейсмических воздействий

равно 0.139 м, а поперечные перемещения от поперечных сейсмических воздействий – 0.145 м.

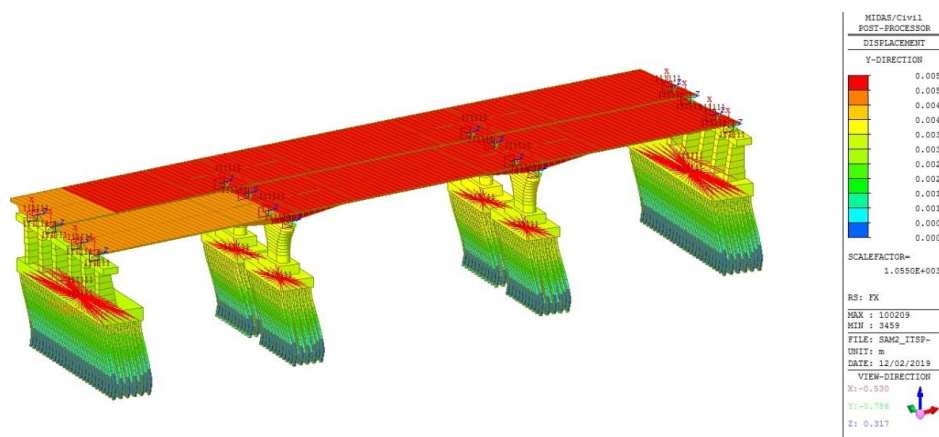


Рис. 9. Поперечные перемещения при сейсмических воздействиях

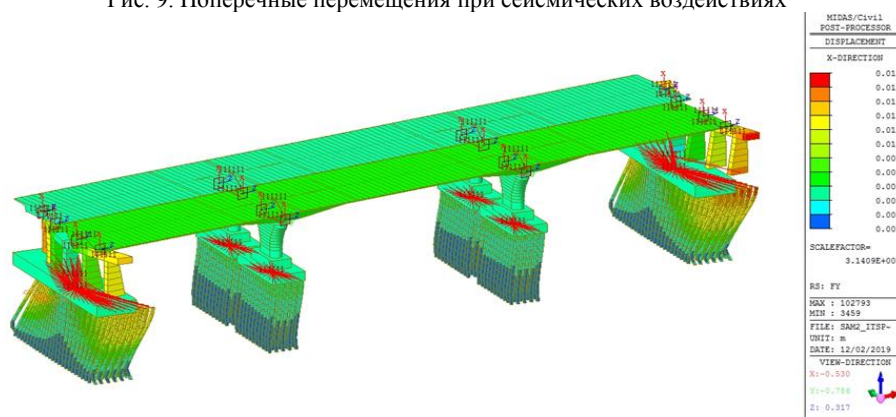


Рис. 10. Продольные перемещения при сейсмических воздействиях

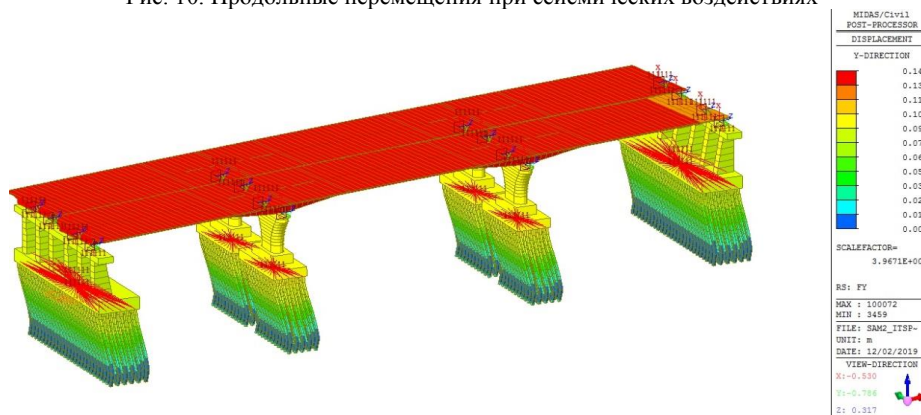


Рис. 11. Поперечные перемещения при сейсмических воздействиях

Закключение. 1. В последние годы в Узбекистане построено множество инженерных сооружений, в частности мосты и путепроводы. Анализ показал, что в нашей республике имеется опыт проектирования и строительства типовых мостов без архитектурной привлекательности и индивидуальности. Во избежание этого недостатка началось строительство монолитных мостов и путепроводов на основе изучения навыков проектирования и мастерства строительства в развитых странах.

2. Расчет путепровода на сейсмическое воздействие выполнен в программном комплексе Midas Civil, реализован методом конечных элементов в рамках линейно-спектральной теории, который обеспечивает их надежность и долговечность. Использование

программного комплекса MiDAS Civil для расчета промежуточных опор мостов и путепроводов значительно ускоряет процесс расчета и проектирования, а также обеспечивает качество расчета.

3. Как известно, в сейсмостойком строительстве основной причиной разрушения (повреждения) опор мостов является возникновение продольных (горизонтальных) сейсмических воздействий в направлении вдоль оси моста.

4. Численные расчеты показали, что опорная часть правого конца путепровода не позволяет падение пролетного строения с устоя за счет того, что предельное перемещение резинометаллической опорной части равно 0.2м. Проведенные расчеты показывают, что пролетное строение и опоры путепровода имеют завышенный запас прочности для 8-балльного землетрясения по MSK-64.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Wai-Fah Chen, Lian Duan. Bridge Engineering Handbook Second Edition Seismic Design. NY. 2014. – 722p.
- [2] Raupov Ch.S., Shermuxamedov U.Z., Karimova A.B. Assessment of strength and deformation of lightweight concrete and its components under triaxial compression, taking into account the macrostructure of the material // “Construction Mechanics, Hydraulics and Water Resources Engineering” (CONMECHYDRO 2021), April 1-3, 2021 in Tashkent, E3S Web of Conferences 264, 02015. 2021.
- [3] Raupov Ch.S., Karimova A.B., Zokirov F.Z., Khakimova Y.T. Experimental and theoretical assessment of the long-term strength of lightweight concrete and its components under compression and tension, taking into account the macrostructure of the material // “Construction Mechanics, Hydraulics and Water Resources Engineering” (CONMECHYDRO 2021), April 1-3, 2021 in Tashkent, E3S Web of Conferences 264, 02024. 2021.
- [4] Шермухамедов У.З., Каримова А.Б. Современные подходы проектирования и строительства мостов и путепроводов в Республике Узбекистан // Science and innovation. 2022. 1 (A8). С. 647–656.
- [5] Shermukhamedov U., Karimova A., Khakimova Y., Abdusattorov A. Modern techniques for the construction of monolithic bridges // Science and innovation. 2022. 1(A8). P.790–799.
- [6] Шермухамедов У.З., Каримова А.Б., Хакимова Я.Т., Абдусатторов А.А. Технология строительства новых типов неразрезных железобетонных (монолитных) мостов и путепроводов // Scientific Impulse. 2022. 1(4). С.1023–1032.
- [7] Верхолин В.А. Особенности расчета и подбора параметров сейсмоизоляции мостов // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. 2004. №2. С. 44–48.
- [8] Уздин А.М., Сандович Т.А., Аль-Насер-Мохомад Самих Амин. Основы теории сейсмостойкости и сейсмостойкого строительства зданий и сооружений. С.-Петербург: Изд.ВНИИГ, 1993. – 175 с.
- [9] Шестоперов Г.С. Обзорная информация. Антисейсмические устройства в мостостроении. М.: ВПИТРАНССТРОЙ, 1986. – 46 с.
- [10] Skinner R.I., Robinson W.H., McVerry G.H. An introduction to seismic isolation. John Wiley & Sons. New Zealand. 1993. – 353p.
- [11] Уздин А.М., Кузнецова И.О. Сейсмостойкость мостов // Книга. “Palmarium Academic Publishing”, 2014. – 456 с.
- [12] Шермухамедов У.З. Гашение продольных сейсмических колебаний опор балочных мостов с сейсмоизолирующими опорными частями. М.: МИИТ, 2010. – 23 с.
- [13] Yumin Zhang, Jiawu Li, Lingbo Wang, and Hao Wu. Study on the Seismic Performance of Different Combinations of Rubber Bearings for Continuous Beam Bridges // Advances in Civil Engineering, Natural Hazards and Risk Challenges to Civil Engineering, 2020. – 22 p. Article ID 8810874. <https://doi.org/10.1155/2020/8810874>
- [14] Gupta P.K., Ghosh G., Kumar V., Paramasivam P., Dhanasekaran S. Effectiveness of LRB in Curved Bridge Isolation: A Numerical Study. Appl. Sci. 2022. № 12. P. 11289. URL: <https://doi.org/10.3390/app122111289>.
- [15] Shermukhamedov U., Karimova A., Abdullaev A., Hikmatova I. Calculation of monolithic bridges taking into account seismic conditions of Republic of Uzbekistan // In E3S Web of Conferences. Vol. 365. 2023. P. 02005. EDP Sciences.
- [16] Shermukhamedov U., Mirzaev I., Karimova A., Askarova D. Calculation of the stress-strain state of monolithic bridges on the action of real seismic impacts // 1st International Scientific Conference "Modern Materials Science: Topical Issues, Achievements and Innovations" (ISCMMSTIAI-2022). Tashkent, Mart 4-5. 2022. P. 314–321.
- [17] Shermuxamedov U., Shaumarov S., Uzdin A. Use of seismic insulation for seismic protection of railway bridges. In E3S Web of Conferences. Vol. 264. 2021. P. 02001. EDP Sciences. doi:10.1051/e3sconf/202126402001.
- [18] Рашидов Т.Р., Кузнецов С.В., Мардонов Б.М., Мирзаев И. Прикладные задачи сейсмодинамики сооружений. Книга 1. Ташкент: Навруз. 2019. – 268 с.
- [19] Расчетный лист рабочего проекта “Строительство нового путепровода, проходящего на 1083 км автодороги М 39 в г. Самарканд”. 2019.
- [20] ШНК 2.05.03-12 «Мосты и трубы». Ташкент. 2012.
- [21] КМК 2.01.03-19 «Строительство в сейсмических районах». Ташкент, 2019.
- [22] <http://www.fipindustriale.it>.
- [23] ШНК 2.01.20-16. Строительство транспортных сооружений в сейсмических районах. Ташкент, 2016.
- [24] Eurocode 8 EN 1998-2-2011 «Design of structures for earthquake resistance - Part 2», 2011.
- [25] СП 268.1325800.2016. «Транспортные сооружения в сейсмических районах. Правила проектирования», 2016.

Дата поступления
14.02.2023

Шермухамедов У.З., Каримова А.Б., Тайиров Ш.Ш. Узлуксиз темирбетон кўприк конструкцияларини сейсмик таъсирларга фазовий ҳисоби

Аннотация: Кейинги йилларда республикада хорижий илгор технологиялар, усуллар ва дастурий таъминот тизимларини ҳисобга олган ҳолда узлуксиз темирбетон кўприк ва йўлўтказгичларни лойиҳалаш ва қуриш жадал суръатларда амалга оширилмоқда. Кўприклар ва йўлўтказгичларнинг резина-металл таянч қисмларини ўрганиши бўйича хорижий тажриба таҳлил қилинган. Мақолада чизиқли спектрал назарияси доирасида чекли элементлар усулини қўллаб узлуксиз темирбетон йўл ўтказгичнинг сейсмик таъсирларга ҳисоби келтирилган. Ҳисоб-китоблар шуни кўрсатдики, йўлўтказгичнинг ўнг томонидаги четки таянчда жойлашган резина-металл таянч қисмининг максимал чегаравий силжиши 0,2 м бўлганлиги сабабли оралиқнинг таянчдан тушишига йўл қўймайди. Натижада, йўлўтказгичнинг оралиқ қурилмаси ва таянчлари МСК-64 бўйича 8 балли зилзила учун етарли даражада сейсмик мустаҳкамликка эга.

Калим сўзлар: кўприк ва йўлўтказгичлар; сейсмоизоляция; таянч қисмлар; оралиқ қурилма; таянч; чўзилиш ва сиқилиш; монолит конструкциялар.

Shermukhamedov U.Z., Karimova A.B., Tayirov Sh.Sh. Spatial calculation of continuous reinforced concrete bridge structures for the action of seismic impacts

Abstract: In the recent years the design and construction of non-cut reinforced-concrete bridges and overpasses have been carried out at a tremendous pace in the Republic, taking into account the foreign advanced technologies, methods and software systems. The foreign experience in research of rubber-metal bearing parts of bridges and overpasses has been analyzed. Calculation of non-cut reinforced concrete overpass on seismic influences which is realized by finite elements method within the framework of linear-spectral theory is given in the article. Numerical calculations have shown that the support part of the right end of the overpass doesn't allow the collapse of the span from the abutment because the limit displacement of the rubber-metal support is 0.2 m. The calculations show that the span and supports of the overpass have an overestimated safety margin for an 8-point earthquake according to MSK-64.

Keywords: bridges and overpasses; seismic isolation; bearing parts; superstructure; support; compression and tension; monolithic structures.

УДК 669.18

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БОКОВЫХ РАМ ТЕЛЕЖЕК ПОДВИЖНОГО СОСТАВА

Турсунов Н. К., Алимухамедов Ш.П., Кучкоров Л. А., Тоиров О. Т.

Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: alimukhammedov47@mail.ru

Аннотация: Настоящая статья посвящена подбору наилучшего состава стали марки 20ГЛ для обеспечения высоких механических характеристик путем минимизации количества вредных примесей. Для повышения эксплуатационной надежности, улучшения механических свойств и модифицирования неметаллических включений сталь в ковше обработана различными раскислителями (алюминием, силикокальцием и порошковой проволокой марки Fe-V-Al-Ca. Результаты исследования сравнены с обычной плавкой без порошковой проволоки.

Ключевые слова: боковая рама; эксплуатационные характеристики; ударная вязкость; сталь марки 20ГЛ; хладостойкость; трещина.

Перед машиностроителями и металлургами, в первую очередь отечественными, стоит задача технического перевооружения отрасли, обеспечивающего внедрение агрегатов и инновационных технологий, позволяющих получать продукцию высокого качества при минимальных затратах материальных, энергетических и трудовых ресурсов. При этом вопросы промышленной экологии становятся весьма важными в принятии тех или иных решений. В последние годы требования новых отраслей техники к качеству стали многих марок резко возрастают. Для решения проблем повышения качества стали были разработаны и разрабатываются новые способы обработки металла как в самом агрегате, так и вне его. Возможность получения стали высокого качества обеспечивает рост промышленного производства без увеличения количества выплавляемой стали. Все это послужило причиной новой ситуации в промышленности, при которой масштабы выплавки стали уже не характеризуют ее мощь. Главным становится качество, выражающееся в высокой надежности металлопродукции, обеспечивающееся во многом чистотой металла. Мировой опыт характеризуется, прежде всего, интенсивным внедрением в практику различных методов внепечной обработки чугуна и стали с минимальным содержанием нежелательных примесей [1–3].

Важнейшей задачей современного машиностроения является существенное повы-

шение качества выплавляемой стали. Прежде всего, это относится к конструкционному металлу, который пока в ряде случаев еще не удовлетворяет требованиям потребителей по эксплуатационным характеристикам. Традиционные приемы выпечной обработки металла при выплавке исходного полупродукта как в дуговых, так и в индукционных печах имеют ряд ограничений по степени рафинирования от таких примесей, как фосфор, сера, кислород, неметаллические включения и другие, во многом определяющие качество готовой металлопродукции.

Увеличение грузоперевозок в мире предъявляет повышенные требования к стали, используемой для изготовления железнодорожных деталей, и ставит новые задачи в области металлургии, при этом надежность и долговечность являются важнейшими из них. Выполнение этих требований определяет конкурентоспособность изделий на соответствующем сегменте рынка железнодорожного транспорта.

Основным показателем, обеспечивающим наилучшие характеристики боковых рам тележек подвижного состава, являются механические свойства, в том числе и ударная вязкость при отрицательных температурах. Боковую раму отливают из стали марки 20ГЛ, 20ГТЛ и 20ГФЛ по ГОСТу 32400-2013.

В последнее время излом боковой рамы возрос, и производители стараются хоть как-то остановить или хотя бы снизить риск. Несмотря на изменения конструкции и технологии изготовления боковой рамы с целью снизить риск, аварии на железных дорогах, количество проблем, связанных с этим дефектом, не уменьшаются, а в ряде случаев увеличиваются, о чем свидетельствуют и результаты исследований причины излома, сто, возможно, связано с вредным влиянием кислорода, фосфора, серы и неметаллических включений. Сравнение составляющих ударной вязкости при различных содержаниях серы и фосфора показывает, что увеличение содержания серы и фосфора приводит к более резкому снижению работы распространения трещины. Поэтому с 2016 г. были внесены изменения по химическому составу стали 20ГЛ по вредным примесям и механическим свойствам, так как ряд предприятий сталкивается с проблемой, заключающейся в низких значениях ряда параметров, характеризующих механические свойства из-за повышенного содержания фосфора и серы [4].

В связи с этим разработка новых технологических приемов выплавки и выпечной обработки, позволяющая рафинировать, модифицировать, влиять на состав и распределение неметаллических включений, специально для таких заводов является актуальной задачей.

В работе [1] исследовано влияние содержания серы и фосфора на механические свойства и хладостойкость стали марки 20ГЛ (0.22 % С, 1.45 % Мп и 0.30 % Si). Плавки проводили в промышленных индукционных печах на чистой шихте (сера и фосфор менее 0.005 %) с последующими фракционными вводами серы и фосфора в заливочные ковши. Испытание механических свойств опытного металла проводили после нормализации и высокого отпуска (табл. 1, рис. 1).

Таблица 1

Механические свойства стали 20ГЛ при разном содержании серы и фосфора

Массовая доля, %			Механические свойства							
S	P	[Al]	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ , %	ψ , %	KCU, кДж/м ² , при t, °C			
							+20	-20	-40	-60
0.003	0.005	0.048	410	620	26.8	75.2	2310	1740	1530	1450
0.009	0.005	0.049	420	613	24.9	70.0	1670	1500	1360	1200
0.021	0.005	0.058	427	600	24.1	60.0	1120	700	460	400
0.035	0.005	0.052	430	600	24.2	48.1	770	670	700	560
0.005	0.020	0.040	430	623	25.4	66.0	1840	1650	1280	970
0.005	0.035	0.048	450	630	24.8	64.0	1350	1160	860	650

Приведенные данные показывают, что увеличение содержания серы и фосфора (от 0.003 до 0.035 %) оказывает отрицательное влияние, в основном, на пластичность и вязкость металла. Прочностные показатели стали 20ГЛ (σ_t и σ_b) при изменении серы и фосфора в исследуемых пределах практически остаются без изменения. Результаты исследований

показывают высокую целесообразность снижения содержания серы в металле до 0.003–0.005, так как при достижении малых концентраций (менее 0.01 %) в наибольшей степени возрастает ударная вязкость стали. При этом особенно эффективно положительное влияние низких содержаний серы на хладостойкость стали. При -60 °С сталь обладает ударной вязкостью, в несколько раз превышающей требования ГОСТа для положительных температур.

Исходный металл готовили в сталеплавильной среднечастотной индукционной тигельной печи вместимостью 6 т от фирмы “Otto Junker” с нейтральной футеровкой. После проведения процесса десульфурации в индукционной тигельной печи частично снимали восстановительный шлак и металл выпускали в ковш.

С целью повышения эксплуатационной надежности и улучшения механических

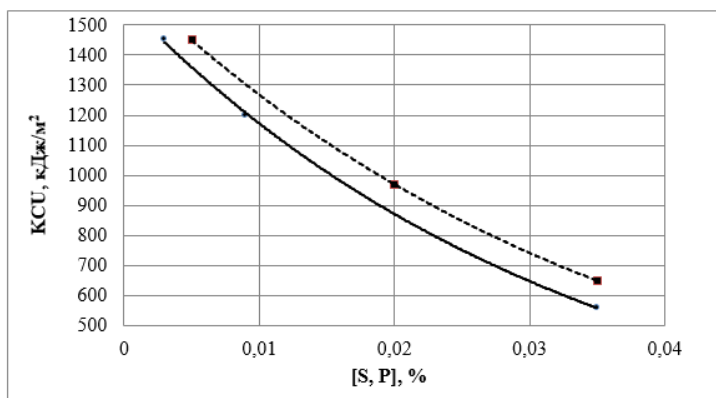


Рис. 1. Влияние серы (сплошные линии) и фосфора (пунктирные линии) на ударную вязкость стали 20ГЛ (нормализация, высокий отпуск) при температуре -60 °С

свойств, сталь в ковше обрабатывали алюминием Al, силикокальцием СК и порошковой проволокой (Fe-V-Al-Ca) по четырем различным вариантам, с продувкой аргоном без оголения металла в течение 5 мин. Химический состав стали 20ГЛ, принятый для исследования и термодинамических расчетов, приведен в табл. 2.

Как видно из данных, приведенных в табл.3, в зависимости от режима обработки рас-

плава содержание серы в металле снижалось от исходных значений ($[S]_{нач}$) 0.015% до 0.011–0.008 %. Содержание общего кислорода в металле, обработанном по варианту 4, в 5.9 раза меньше, чем при использовании технологии по варианту 1 (традиционной для данного предприятия).

Таблица 2

Химический состав стали марки 20ГЛ								
C	Mn	Si	S	P	Cr	Cu	Ni	Al
Содержание элементов по массе, %								
0.206	1.296	0.427	0.015	0.019	0.162	0.177	0.121	0.026

Результаты плавов с использованием ПП представлены в табл. 3. Начальное содержание серы в металле перед обработкой ПП составляло 0.015%.

Результаты исследования механических свойств стали 20ГЛ после нормализации приведены в табл. 4.

Таблица 3

Основные результаты плавов при использовании ПП для десульфурации стали 20ГЛ						
Варианты	Q_R , масс. %	$\tau_{вкл}$, мин	$[S]_{кон}$, %	$[O]_{\Sigma}$, %	$[Al]_{кон}$, %	$[V]_{кон}$, %
1	Al - 0.1	5	0.015	0.0095	0.026	-
2	Al - 0.1; СК 30 - 0.1	5	0.014	0.0089	0.030	-
3	Al - 0.1; ПП - 0.1	5	0.011	0.0075	0.044	0.025
4	Al-0.1; СК30 -0.1; ПП - 0.1	5	0.008	0.0016	0.056	0.045

Как видно из данных, приведенных в табл. 4, наиболее высокие значения механических свойств получены при обработке металла по варианту 4. Особенно следует отметить повышение ударной вязкости в 2.7 раза, чем при технологии по базовому варианту (БВ).

Механические свойства стали марки 20ГЛ

Вариант обработки	Категория свойств				
	предел текучести σ_t , МПа	временное сопротивление σ_b , МПа	относительное удлинение δ , %	относительное сужение ψ , %	ударная вязкость, кДж/м ² (при -60 °С)
	Не менее				
ГОСТ	343	510	18.0	30.0	200
1	387	534	21.0	37.3	210
2	355	527	24.2	35.2	234
3	402	537	24.0	37.9	417
4	404	534	24.2	38.1	540

Макроструктура стали 20ГЛ после нормализации представлена на рис. 2.

Как видно из рис.2, структура стали, обработанная по 4 варианту, получается мелкозернистой. Это объясняется, прежде всего, уменьшением количества неметаллических включений в стали и их более равномерным распределением в объеме металла [7].



Рис. 2. Макроструктура стали марки 20ГЛ (x100)

Плавки, обработанные порошковой проволокой, отличаются более высокой раскисленностью и степенью десульфурации. Это приводит, прежде всего, к уменьшению количества оксидных, сульфидных и сложного состава неметаллических включений в стали, а также к равномерному распределению их в объеме металла, которые коагулируют в макроскопления и затем частично удаляются из жидкой стали путем всплывания.

Таким образом, результаты исследования качества стали 20ГЛ, обработанной по различным вариантам в ковше, позволяют сделать следующие выводы:

- предложена новая концепция технологии модифицирования металла, которая позволяет повысить качество готовой продукции, улучшить макро- и микроструктуру металла и увеличить выход годных деталей железнодорожных тележек;
- введение ПП позволило получить металл с существенно меньшим содержанием серы (до 0.008 %), общего кислорода (до 0.0016 %);
- технология процесса модифицирования стали в сталеразливочном ковше вместимостью 6 т, позволила улучшить механические свойства, особенно значение ударной вязкости (увеличение в 2.7 раза по сравнению с традиционной технологией);
- получены количественные зависимости технологических параметров модифицирования металла, положенные в основу новой технологической инструкции производства стали 20ГЛ;
- на основании комплексных полупромышленных исследований разработана и освоена рациональная технология модифицирования стали 20ГЛ с применением порошковой проволоки, обеспечивающая уникальное сочетание служебных свойств деталей железнодорожных тележек.

Результаты исследования внедрены в промышленное производство ДП «Литейно-механический завод» АО «Ўзбекистон темир йўллари».

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ицкович Г. М. Раскисление стали и модифицирование неметаллических включений. М.: Металлургия, 1981. – 296 с.
- [2] Лунев В.В., Аверин В.В. Сера и фосфор в стали. М.: Металлургия, 1988. – 256 с.
- [3] Мовенко Д.А., Котельников Г.И., Семин А.Е. Совершенствование режимов обработки трубной стали церием // Электротехнология. 2012. № 8. С. 7–12.
- [4] Турсунов Н.К., Семин А.Е., Санокулов Э.А. Исследование в лабораторных условиях и индукционной тигельной печи вместимостью 6 тонн режимов рафинирования стали 20ГЛ с целью повышения ее качества // Тяжелое машиностроение. 2017. № 1–2. С. 47–54.
- [5] Турсунов Н.К., Семин А.Е., Санокулов Э.А. Исследование процессов дефосфорации и десульфурации при выплавке стали 20ГЛ в индукционной тигельной печи с дальнейшей обработкой в ковше с использованием редкоземельных металлов // Черные металлы. 2017. № 1. С. 33–40.
- [6] Шалимов А.Г. Инновационное развитие электросталеплавильного производства. М.: Металлургиздат, 2014. – 306 с.

Дата поступления
31.08.2022

Турсунов Н.К., Алимухамедов Ш.П., Кучкоров Л.А., Тоиров О. Т. Ҳаракатланувчи таркиб аравасининг ён томон рамасининг эксплуатацион характеристикалари

Аннотация: Ушбу мақола юқори механик хоссаларини таъминлаш учун зарарли қўшимчалар миқдорини камайтириши йўли билан 20ГЛ маркали пўлатнинг энг яхши таркибини танлаб олишга бағишланган. Фойдаланишдаги ишончлилигини ошириш ва механик хоссаларни кучайтириши учун пўлатга қўмичда нометалл модификацияланган аралашма қўшиб, турли эритувчилар (алюминий, силикат кальций, Fe-V-Al-Ca маркали кукун) билан шиллов берилган. Тадқиқот натижалари кукунли симсиз оддий эритилган пўлат билан солиштирилган.

Калим сўзлар: ён томон рамаси; фойдаланиш характеристикалари; зарбавий қовушқоқлик; 20ГЛ маркали пўлат; совуқбардошлик; ёриқ.

Tursunov N. K., Alimukhamedov Sh.P., Kuchkorov L. A., Toirov O. T. Operational characteristics of the rolling stock trolleys side frames.

Abstract: This work is devoted to the selection of the best composition of steel grade 20GL to ensure high mechanical characteristics by minimizing the amount of harmful impurities. To improve operational reliability, improve mechanical properties and modify non-metallic inclusions, the steel in the ladle was treated with various deoxidizers (aluminum, silicocalcium and Fe-V-Al-Ca flux-cored wire). The results of the study are compared with conventional melting without flux-cored wire.

Keywords: side frame; performance characteristics; impact strength; steel grade 20GL; cold resistance; crack.

УДК 621.01

РАСЧЕТ РАДИАЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ МЕЖДУПИЛЬНЫХ ПРОКЛАДОК ЛИНТЕРНОЙ МАШИНЫ

Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Абзиев О.Х., Жамолова Л.Ю.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений АН РУз

Аннотация: В статье приведены результаты расчета частоты радиальных колебаний междупильной прокладки лентерной машины 5ЛП. Определена частота радиальных колебаний междупильной прокладки как для серийного из алюминия АК5М2, так и предложенного стального из Ст.3. Расчетами установлено увеличение жесткости для стали Ст3 до 12.61 МН против алюминиевой АК5М2 7.52 МН на 67.6%. Результатами расчетов радиальных колебаний обоснована возможность использования стальной междупильной прокладки при сборке пильных цилиндров лентерной машины 5ЛП.

Ключевые слова: лентерная машина; пильный цилиндр; междупильная прокладка; алюминиевый сплав АК5М2; сталь 3; радиальная колебания; частота колебания.

Лентерные машины предназначены для первого, второго и третьего съемов линта с семян хлопка-сырца после процесса дженирования и устанавливаются в джинно-лентерных цехах хлопкозаводов. Основной рабочий орган лентерной машины – это пильный цилиндр (рис. 1), состоящий из вала 1, пильных дисков 6 и междупильных прокладок 7 [1].

На рис.1 приведен пильный цилиндр, в состав которого входят пильный вал 1, пильные диски 6, междупильные прокладки 7, шайбы 5 и 8, правая и левая зажимные гайки 4 и 9. Один конец пильного вала через полужесткую муфту 2 соединен с валом электродвигателя. По всей рабочей длине вала профрезерована канавка, в которую входит язычок пильного диска, предохраняющий пилу проворачивания.

Диаметр пильных дисков – 320 мм, между дисками устанавливают калиброванные междупильные прокладки с диаметром наружным 160 мм и внутренним – 61.6 мм, которые повышают жесткость пил и устанавливают заданное между пилами точное расстояние.

Пильный цилиндр джина предназначен для захвата зубьями пильных дисков ланта летучек, отрыва его от семян и выноса через щелевые зазоры в колосниковой решетке к воздухоотсасывающему аппарату. Одновременно с отрывом коротких волокон пильный цилиндр вступает в контакт с семенным валиком на дуге захвата ланта в рабочую камеру, вращает его, что создает условия для постоянной подачи на пильные диски свежих опушенных семян.

Технологические требования, предъявляемые к пильному цилиндру линтерной машины, следующие:

- пильный цилиндр должен иметь высокую захватывающую способность для обеспечения заданной производительности и бесперебойного вращения семенного валика;
- пильные диски должны быть жестко закреплены на валу пильного цилиндра линтерной машины, не менять своего положения во время работы и при вращении цилиндра проходить строго по центру щелевого зазора между колосниками линтерной машины.

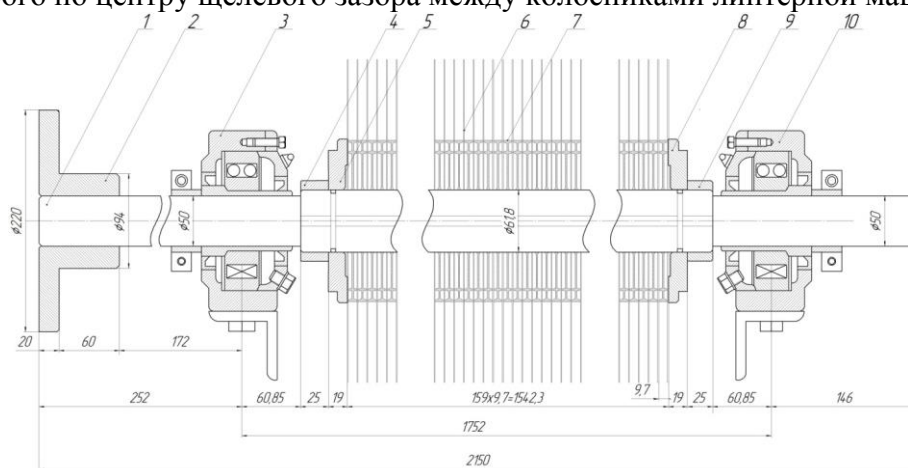


Рис. 1. Пильный цилиндр линтерной машины марки 5ЛП: 1 – вал; 2 – полумуфта; 3, 10 – корпус подшипников; 4, 9 – гайки; 5, 8 – шайбы; 6 – пильные диски; 7 – междупильные прокладки

По числу пильных дисков на валу пильные цилиндры линтерной машины разделяются на 141-, 160-пильные цилиндры и цилиндры с большим количеством пил.

Из анализа [1] установлено, что прогиб вала допускается не более 0.3–0.4 мм и торцевое биение пил при вращении – не выше 0.15 мм, так как в противном случае изменяется положение пилы в щелевом зазоре между колосниками, что приводит к повреждению ланта при их протаскивании зубьями пил через колосники.

Основными заменяемыми деталями пильного цилиндра линтерной машины являются пильные диски и междупильные прокладки. С учетом толщины пильных дисков, обеспечиваемой изготовителем, основным элементом, влияющим на технологический зазор между пильными дисками и колосниками, являются междупильные прокладки.

Междупильные прокладки линтерной машины являются массовой деталью хлопкоочистительных машин. С целью многократного использования материалов, уменьшения веса и упрощения технологии изготовления их отливают из алюминиевого сплава



Рис. 2. Междупильные прокладки для пильных джинов, линтерных и очистительных машин фирм США, Китая и Индии

методом центробежного литья в форму с последующей механической обработкой торцевых поверхностей цилиндрических поясков с обеспечением точности по толщине несколько сотых долей миллиметра.

Во всех пильных цилиндрах известных джинов и линтерных машинах в настоящее время используются междупильные прокладки, изготовленные из алюминия (рис. 2). Назначением междупильных прокладок линтерной машины является обеспечение точной координации пил в межколосниковых зазорах колосниковой решетки и придание необходимой жесткости пильному цилиндру. Для многократного использования материала междупильных прокладок линтерной машины и упрощения технологии изготовления их отливают из алюминиевого сплава методом центробежного литья в форму с последующей механической обработкой торцевых поверхностей цилиндрических поясков.

Д.Якубовым [2] предложена междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин, представляющая собой диск с отверстием под размер вала и концентрически расположенными поясками, определяющими толщину прокладки, отличающаяся тем, что она снабжена кольцом, установленным на наружном пояске прокладки и выполненным из более прочного, чем сама прокладка, металла. Недостатком данной конструкции являются увеличенная масса и дороговизна в изготовлении.

В работе А.Джураева [3] междупильные прокладки выполнены с эксцентричной установкой их геометрической оси относительно оси вращения, а геометрические оси прокладок расположены по винтовой линии вдоль оси вращения пильного цилиндра джина, причем винтовая линия имеет один виток. Недостатком является неуравновешенность по длине вала, приводящая к дисбалансу пильного цилиндра.

А.Артукметовым [4] установлено, что размер толщины прокладки должен быть абсолютно точен, так как толщина прокладки определяет расстояние между центрами пильных дисков, которые должны точно совпадать с центрами зазоров смежных колосников.

М.М. Агзамовым [5] предложены междупильные прокладки из полимерного материала, позволившие исключить использование дефицитного цветного металла – алюминия, снизить вес пильного барабана и расход электроэнергии на его вращение, так как предложенная междупильная прокладка имеет более низкий вес, чем металлическая. Оснащение междупильной прокладки стальными штифтами обеспечивает точность междупильных расстояний и увеличение срока службы пильного цилиндра. Однако данная конструкция прокладок неустойчива к перепадам температур.

П.Н.Тютиним и Р.Ю.Меламедовым [6] предложен рациональный и высокоэффективный метод холодной калибровки, т.е. пластическая осадка до упора заготовок с последующим снятием нагрузки. При одинарной структуре материала междупильной прокладки этот способ эффективен. Однако из вышеуказанного известно, что материал прокладки из многоразового использования приводит к неточностям по толщине, вследствие чего торцевые части имеют различные плотности.

В статьях [7, 8] приведены результаты расчета частоты радиальных колебаний междупильной прокладки джина 4ДП-130. Установлена частота радиальных колебаний междупильной прокладки как для серийного из алюминия АК5М2, так и предложенной стальной из Ст.3. Результаты расчетов радиальных колебаний показали возможность использования стальной междупильной прокладки при сборке пильных цилиндров джина 4ДП-130.

От точности и качества обработки прокладок по толщине в значительной мере зависит точность расположения пил в межколосниковых зазорах рабочей камеры джина, величина силы затяжки пильного цилиндра и долговечность самих прокладок. Выпускаемые прокладки характеризуются недостаточной точностью изготовления по толщине и малой долговечностью. Малая (3–4 мес.) долговечность прокладок обусловлена тем, что при низ-

ком пределе упругости их материала под действием силы затяжки и изгиба пильного цилиндра торцевые опорные поверхности прокладок снимаются, в основном, за счет снятия микронеровностей после токарной обработки. Прокладки становятся тоньше, что при большом их количестве в пильном цилиндре ведет к уменьшению рабочей длины пильного цилиндра и снижению силы затяжки пакета пил и прокладок и, в конечном итоге, нарушению точности расположения пильных дисков в межколосниковых зазорах [6].

Недостатком вышеуказанных конструкций алюминиевых прокладок являются низкая надёжность и долговечность. Это связано с тем, что пильные цилиндры при монтаже сжимаются с силой в несколько десятков килоньютон (20 кН [1]), а в процессе их работы в джинах и линтерах из-за прогиба вала от технологической и динамической нагрузок появляются значительные циклические напряжения сжатия, которые приводят к дополнительной пластической деформации и износу прокладок по толщине.

Для устранения указанных недостатков предложена новая конструкция междупильных прокладок хлопкоочистительных машин (рис. 3), в которой диск с отверстием под размер вала и концентрически расположенный пояс выполнены из прочного листового металла, причём наружный диаметр диска в виде прямобоочной шлицы, а концентрически расположенный пояс выполнен в виде кольца с отверстиями по периметру для соединения диска и кольца. При этом во внутреннее отверстие диска установлен второй пояс с отверстиями [8].

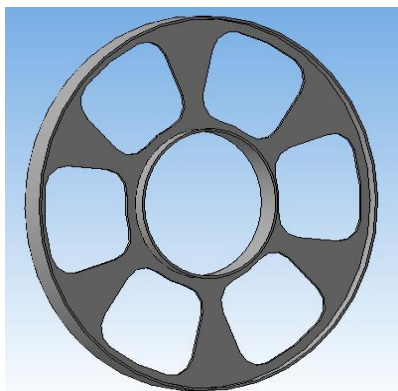


Рис. 3. Новая конструкция междупильной прокладки линтерной машины

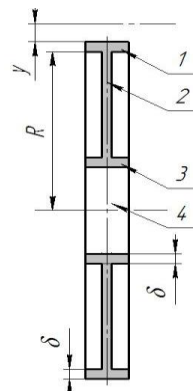


Рис. 4. Расчетная схема междупильной прокладки линтерной машины: 1– наружный пояс; 2– диск; 3– внутренний пояс; 4– отверстие для вала

В рабочей камере линтерной машины технологические нагрузки от процесса оголения семян воспринимаются, главным образом, пильным цилиндром и ворошителем. Нагрузки от вращения семенного валика и условия соблюдения зазоров и развонок между пилами и колосниками, между пильным цилиндром и ворошителем предъявляют повышенные требования к прочности и жесткости деталей этих элементов. Наличие вибрации пильного цилиндра также неблагоприятно сказывается на эксплуатации линтера [1].

В качестве материала нами предложены Ст.3 и АК5М2, так как они являются стандартными материалами.

В результате был построен график изменения массы междупильной прокладки линтерной машины в зависимости от толщины контакта кругов δ (рис. 5).

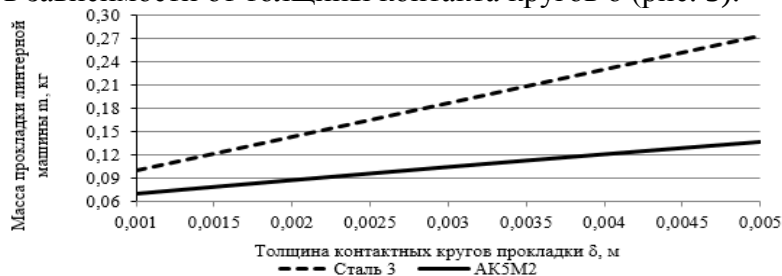


Рис. 5. Изменение массы междупильной прокладки линтерной машины в зависимости от толщины контактных кругов δ

Анализ графика (рис.5) показал, что для изготовления междупильной прокладки лентерной машины с одинаковой массой ($m=0.11673$ кг) междупильной прокладки из Ст.3 необходимая толщина контакта составляет $\delta=0.0015$ м, так как масса междупильной прокладки из АК5М2 составляет $m=0.12617$ кг, а $\delta=0.0045$ м. При этом значения момента инерции междупильной прокладки лентерной машины для Ст.3 – 0.00040 кг·м², а для АК5М2 – 0.00055 кг·м² (рис. 6).

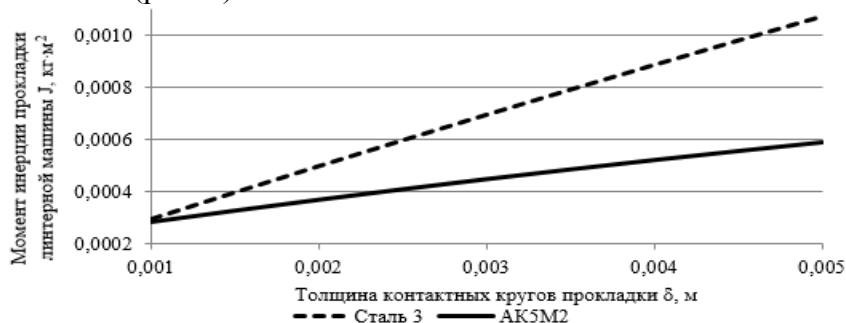


Рис. 6. Изменение момента инерции междупильной прокладки лентерной машины в зависимости от толщины контактных кругов δ

Однако для уточнения эффективности предложенной конструкции междупильной прокладки необходимо определить её частоты радиальных колебаний (см.рис.4). При этом масса единицы длины междупильной прокладки – m_0 , площадь поперечного сечения – F , модуль упругости – E , $\delta \ll R$.

Уравнение радиальных колебаний междупильной прокладки имеет следующий вид:

$$\ddot{y} + EFy/(m_0 R^2) = 0, \quad (1)$$

если $\omega^2 = EF/(m_0 R^2)$ ($\omega > 0$ – постоянная величина), то тогда (1) примет вид

$$\ddot{y} + \omega^2 y = 0, \quad (2)$$

а частота колебаний определяется по формуле

$$\omega = \frac{\sqrt{EF/m_0}}{R}. \quad (3)$$

Если материал междупильной прокладки выполнен из стали Ст3, а $E=2 \cdot 10^{11}$ Н/м²; $F=0.00006305$ м²; $EF=12.61$ МН; $m_0=0.11673\text{кг}/0.3606\text{м}=0.3237$ кг/м; $R=0.05739$ м, тогда $\omega=108751.5$ с⁻¹.

Если материал междупильной прокладки изготовлен из алюминия АК5М2, а $E=7 \cdot 10^{10}$ Н/м²; $F=0.000107493$ м²; $EF=7.52$ МН; $m_0=0.12617\text{кг}/0.4125\text{м}=0.3058$ кг/м; $R=0.06565$ м, тогда $\omega=75547.14$ с⁻¹.

Значения жесткости EF междупильной прокладки из алюминия АК5М2 составляет 7.52 МН, а из стали 3 – 12.61 МН, что увеличено на 67.6% (рис. 7).

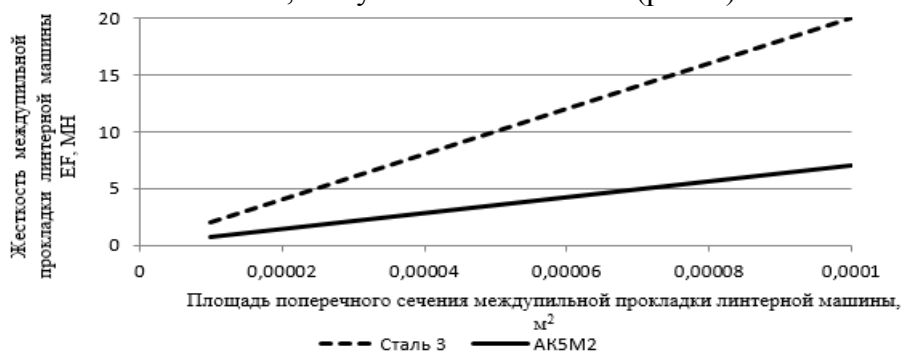


Рис. 7. Изменение жесткости междупильной прокладки лентерной машины в зависимости от площади поперечного сечения

При этом установлено, что с увеличением поперечного сечения междупильной прокладки линтерной машины с 0.00001 до 0.0001 м² (рис. 8) увеличивается частота радиальных колебаний прокладки (для Ст.3 – от 43310.45 до 136959.7 с⁻¹, для АК5М2 – от 23042.41 до 72866.51 с⁻¹), а с увеличением распределенной массы по длине прокладки с 0.05 до 0.5 кг/м (рис. 9) снижается (для Ст.3 – от 276713.6 до 87504.54 с⁻¹, для АК5М2 – от 186847.9 до 59086.49 с⁻¹).

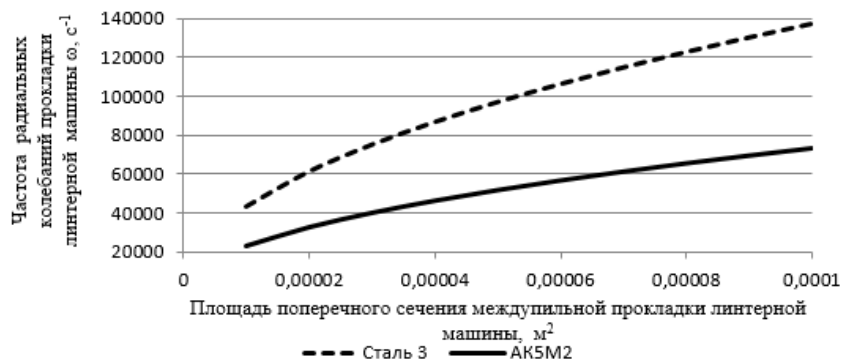


Рис. 8. Изменение частоты радиальных колебаний междупильной прокладки линтерной машины в зависимости от площади поперечного сечения

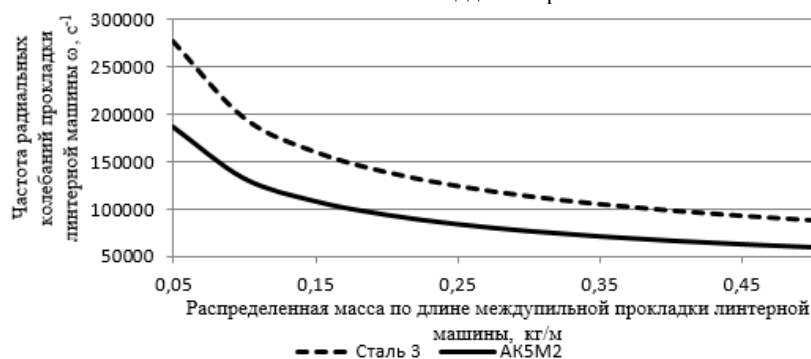


Рис. 9. Изменение частоты радиальных колебаний междупильной прокладки в зависимости от распределенной массы по длине междупильной прокладки

Таким образом, расчет частоты радиальных колебаний междупильной прокладки позволил установить увеличение жесткости для стали Ст3 (12.61 МН) от алюминиевой АК5М2 (7.52 МН) на 67.6%. Кроме того, выявлена устойчивость междупильных прокладок к радиальным колебаниям (для Ст.3 – 108751.5 с⁻¹ и для АК5М2 – 75547.14 с⁻¹) на 43.95%, что намного больше, чем частота вращения пильного цилиндра (76.44 с⁻¹). Результаты расчетов радиальных колебаний междупильных прокладок из стали Ст.3 и алюминия АК5М2 показали возможность использования стальной междупильной прокладки при сборке пильных цилиндров линтерной машины 5ЛП.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Мирошниченко Г.И. Основы проектирования машин первичной обработки хлопка. М.: Машиностроение, 1972. –486 с.
- [2] Якубов Д.Э. и др. Патент РУз. FAP. 00348. 1993. №2. Междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин.
- [3] Джурсаев А.Д., и др. Патент РУз. FAP. 05747. 1999. №3. Междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин.
- [4] Артукуматов А. и др. Патент РУз. FAP. 00654. 2010. №4. Междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин.
- [5] Агзамов М.М. и др. Патент РУз. FAP 01182. 2017. №2. Междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин.
- [6] Тютин П.Н., Меламедов Р.Ю. Применение калибровки при изготовлении междупильных джино-линтерных прокладок // Хлопковая промышленность. Ташкент, 1975. №3. С. 14–16.
- [7] Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Росулов Р.Х. Определение радиальных колебаний междупильных прокладок пильного джина // Узбекский журнал «Проблемы текстиля». 2018. № 3-4. С. 56–61.
- [8] Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х. и др. Патент РУз № IAP 06691. 2021. №3. Междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин. 29.12.2021.

Дата поступления
18.11.2022

Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Абзоиров О.Х., Жамолова Л.Ю. Аррали эжин арралараро қистирмаларнинг радиал тебранишларини аниқлаш.

Аннотация: Мақолада 5ЛП линтер машинаси арралараро қистирмасининг радиал тебранишини частотасини ҳисоблаш натижалари келтирилган. Сериялаб ишлаб чиқарилаётган АК5М2 алюмин ва таклиф этилаётган Ст3. пўлатдан тайёрланган арралараро қистирмаларнинг радиал тебранишлари частоталари аниқланган. Ҳисоблашлар АК5М2 алюмин (7.52 МН) ва Ст3. пўлатдан (12.61 МН) тайёрланган арралараро қистирмаларнинг мустақамлигининг 67,6% га ошганлигини аниқлаш имконини берган. Арралараро қистирманинг радиал тебраниш частотасини ҳисоблаш натижалари пўлатдан тайланган арралараро қистирмаларни 5ЛП линтер машинаси аррали цилиндрини йиғишда фойдаланиш имконияти кўрсатган.

Калим сўзлар: линтер машинаси; аррали цилиндр; арралараро қистирма; алюминий қотишмаси АК5М2; пўлат 3; радиал тебраниш; тебраниш частотаси.

Mukhammadiev D.M., Ibragimov F.X., Abzoirov O.X., Jamolova L.Yu.. Determination of radial oscillations of intermediate spacer block saw gin.

Annotation. The article presents the results of calculating the frequency of radial oscillations of the saw spacer of a 5LP linter machine. The frequency of radial oscillations of the saw-to-saw spacer has been established both for the serial AK5M2 aluminum and the proposed steel from St.3. Calculations made it possible to establish an increase in stiffness for steel St3 up to 12.61 MN from aluminum AK5M2 7.52 MN by 67.6%. The results of calculations of radial vibrations showed the possibility of using a steel saw spacer when assembling the saw cylinders of a 5LP linter machine.

Keywords: linter machine; saw cylinder; saw gasket; aluminum alloy AK5M2; steel 3; radial oscillation; oscillation frequency.

УДК 621.01:631.358:633.51

ОЦЕНКА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ СЕРИЙНОЙ И ВЕРТИКАЛЬНО-ШПИНДЕЛЬНОЙ ХЛОПКОУБОРОЧНОЙ МАШИНЫ С ЭПИ- И ГИПОЦИКЛИЧЕСКИМИ ПРИВОДАМИ

Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А., Джураева Н.Б., Купайсинова Х.А.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан

E-mail: don_02@mail.ru

Аннотация: В данной статье приводится расчет производительности хлопкоуборочных машин. Описываются ранее предложенные модели хлопкоуборочных машин, а также предлагаются новые разработанные модели. На основе научного исследования приводится сопоставительный анализ вертикально-шпиндельной и усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпи- и гипоциклическими приводами шпинделей. Определено влияние параметров хлопкоуборочных машин на их производительность.

Ключевые слова: хлопкоуборочные машины; производительность; параметры; баланс времени; факторы; моделирование; численные исследования.

Введение. В мировом масштабе разработка и применение энерго- и ресурсосберегающих и высокоэффективных хлопкоуборочных машин занимает одно из ведущих мест. Принимая во внимание тот факт, что «в мире общая площадь, выделенная для выращивания хлопка, составляет 32.4 млн. гектаров, общий объем выработанного волокна – 25.6 млн тонн» [1]. Поэтому проектирование новых высокопроизводительных энерго- и ресурсосберегающих хлопкоуборочных машин, совершенствование существующих моделей с обеспечением требуемых показателей работы и эффективное их использование, удовлетворяя качеству и количеству собранного с помощью машин хлопка-сырца, являются одной из важнейших задач [2–8]. В связи с этим для обеспечения производительности хлопкоуборочных машин (ХУМ) на необходимом уровне большое внимание уделяется усовершенствованию существующих и разработке новых высокоточных и экономически эффективных методов оценки и испытания.

Как известно, в Узбекистане хлопок, выращиваемый на орошаемых землях, высевают на грядках с междурядьями 60 и 90 см. В зависимости от сорта, агротехнического ухода и состояния почвы его урожайность изменяется от 2 до 6 т/га. Для сбора урожая разработаны различные модификации хлопкоуборочных машин с шириной захвата от 2 до 6 рядков. Известно, что в монографии Р.Д. Матчанова [9] в хронологическом порядке описаны основные этапы создания отечественных одно-, двух-, четырех- и шестирядных хлопкоуборочных машин. Описаны конструкции хлопкоуборочных машин и их рабочие органы.

Приведены преимущества и недостатки каждой разработанной конструкции хлопкоуборочной машины. В Узбекистане до 2018 г. сбор хлопка хлопкоуборочными машинами

осуществлялся в 2 этапа. Первый сбор осуществлялся при раскрытии коробочек до 55–65%, а второй сбор – при раскрытии коробочек свыше 85%.

Однако, начиная с 2018 г., в Узбекистане меняется технология машинного сбора хлопка. Применяется однократный сбор при раскрытии коробочек свыше 90%. В дехканских фермерских хозяйствах созданы «Кластеры», осуществляющие процесс, который начинается от сева хлопчатника и заканчивается получением из хлопка-сырца конечной продукции. Поэтому в настоящее время в Узбекистане применяются различные марки хлопкоуборочных машин: серийная вертикально-шпиндельная хлопкоуборочная машина и усовершенствованная хлопкоуборочная машина с эпи- и гипоциклическими приводами шпинделей, которые необходимы для разработки методики определения производительности хлопкоуборочных машин путем численных исследований.

На основе экспериментальных исследований многими авторами предложены эмпирические формулы для определения производительности хлопкоуборочных машин. Например, автором Х.Х.Усманходжаевым [10] производительность хлопкоуборочных машин определяется по формуле

$$W(k,t) = \eta \cdot m \cdot n \cdot v \cdot y \cdot P \cdot q_{sr}(k,t), \quad (1)$$

где $W(k,t)$ – производительность уборочного агрегата, т/га; η – КПД агрегата; m – число одновременно обрабатываемых рядков хлопчатника; n – ширина междурядья, см; v – скорость агрегата, м/с; y – урожайность, т/га; P – раскрытие коробочек, %; $q_{sr}(k,t)$ – функция потери полноты сбора хлопка.

Однако представленная эмпирическая формула (1) не даёт возможности проводить численные исследования с учетом конкретных факторов. Например, влияние длины гона ℓ , объем бункера V , время t_{ost} и др.

Автором работы [11] производительность хлопкоуборочной машины определяется следующим выражением:

$$W_c = 0.36 B_p v_p Y_x \varepsilon \rho t_{чр}, \quad (2)$$

где W_c – сменная производительность, т/га; B_p – ширина захвата машины; v_p – рабочая скорость движения, м/с; Y_x – урожайность хлопка, т/га; ε – степень раскрытия хлопка, %; ρ – полнота сбора хлопка; $t_{чр}$ – время чистой работы; 0.36 – коэффициент пересчета меры в правой и левой частях уравнения.

Представленная формула (2) также не дает возможности проводить численное исследование. Очевидно, что с увеличением t_p увеличивается производительность. Например, такие факторы, как длина гона ℓ , объем бункера V и другие, влияют на чистое время работы $t_{чр}$.

Согласно предложению авторов [12], часовая производительность ($W_{ч}$, т/ч) хлопкоуборочной машины, выраженная через массу убранного сырца, равна

$$W_{ч} = 0.1 \cdot n \cdot b_m \cdot V_p \cdot y \cdot \tau \frac{P_{рас} \cdot P_{сб}}{10000}, \quad (3)$$

где n – число уборочных аппаратов, шт.; b_m – ширина междурядий, м; y – урожайность хлопка на данном поле, т/га; V_p – рабочая скорость (обычно на первом сборе – 3.7 км/ч, а на втором – 5.0 км/ч); τ – коэффициент использования рабочего времени; $P_{рас}$ – раскрытие коробочек на кустах, %; $P_{сб}$ – полнота сбора при данном раскрытии, %.

В этой формуле значения n , b_m , V_p , для хлопкоуборочной машины постоянны, y и τ взаимосвязаны конкретным агрофоном хлопкового поля.

Представленная формула (3) не даёт возможности анализировать сменную производительность машинного сбора согласно сменному балансу времени. Однако в выражении (3) представлен коэффициент τ – использование рабочего времени, определяющий основное время, затраченное за смену.

В зависимости от маневренности хлопкоуборочной машины также меняется t_p – общее время смены, затраченное для разворота на разворотной полосе, и t_b – общее время смены, затраченное для разгрузки бункерного хлопка, с учетом проезда при холостом движении.

В работе [13] была предложена разработка математической модели для определения производительности хлопкоуборочных машин. Однако предложенная модель [13] не дает возможность определить за смену: затраченное общее основное время t_0 , общее время разворота машины на разворотной полосе t_p , общее время для разгрузки бункера t_b . В связи с этим более совершенствованная методика по определению производительности хлопкоуборочной машины описана в публикации [14]. Кроме того, в данной модели отсутствуют численные сопоставительные анализы серийной вертикально-шпиндельной хлопкоуборочной машины и усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпи- и гипоциклическими приводами шпинделей.

При применении усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпи- и гипоциклическими приводами шпинделей изменяется полнота сбора: P_z – при гипоциклическом вращении и $P_э$ – при эпициклическом вращении. В связи с этим необходимо составить математическую модель взаимосвязи машинных параметров с агротехническими параметрами с учетом сменного баланса времени в зависимости от полноты сбора P_z и $P_э$.

Разработка математической модели. Согласно допущениям, растение хлопчатника можно представить как сплошную среду с наиболее простым механическим свойством, характеризующим процесс сжатия и растяжения массы хлопчатника [15]. Кроме того, исходя из условия стационарности, следует закон сохранения массы для потока рассматриваемого материала (элемента куста хлопчатника), входящего в рабочую зону.

С учетом вышепредставленных допущений расчетная полнота сбора хлопка-сырца шпиндельными аппаратами хлопкоуборочной машины, согласно модели [16] определяется по формуле

$$P = (1 - e^{-\lambda \omega t}) \cdot 100 \%, \quad (4)$$

$$\text{где} \quad \lambda = \frac{b_0}{1 + a}, \quad 0 \leq a \leq R_\delta. \quad (5)$$

Здесь R_δ – радиус барабана хлопкоуборочного аппарата, равный $R_\delta = 146$ мм; b_0 – наименьшее расстояние между парноработающими шпиндельными барабанами в зоне прохода куста хлопчатника, равное $b_0 = 32$ мм; t – время оборота шпинделей, которое выбирается одинаковым как для эпициклического, так и для гипоциклического приводов, равное $t = 0,21$ с; ω – угловая скорость вращения шпинделя, определяемая по абсолютной величине при гипоциклическом вращении по формуле

$$\omega_{абс,з} = \frac{V_{абс,з}}{R_\delta - r_{ш}}, \quad (6)$$

при эпициклическом вращении – по формуле

$$\omega_{абс,э} = \frac{V_{абс,э}}{R_\delta + r_{ш}}, \quad (7)$$

где $V_{абс,з}$ и $V_{абс,э}$ – соответственно абсолютные скорости вращения шпинделей при гипоциклическом и эпициклическом приводах в рабочей камере аппарата, м/с; $r_{ш}$ – радиус шпинделя, равный $r_{ш} = 15$ мм.

Подставляя числовые данные в формулы (5) – (7), определим значение полноты сбора хлопка при гипоциклическом вращении:

$$P_z = (1 - e^{-0.544 \cdot 14.12 \cdot 0.21}) \cdot 100 \% \approx 80.1 \%, \quad (8)$$

при эпициклическом вращении:

$$P_э = (1 - e^{-0.544 \cdot 19.87 \cdot 0.21}) \cdot 100 \% \approx 89.7 \%. \quad (9)$$

Результаты расчетов, полученные по формулам (8) и (9), показывают, что полнота сбора хлопка P при эпициклическом вращении шпинделей хлопкоуборочного аппарата выше, чем при гипоциклическом.

На рис.1, а,б представлены графики траектории движения вершины зуба при эпициклическом и гипоциклическом движении шпинделя в рабочей зоне уборочного аппарата [17].

Исходя из этого, следует, что применение эпициклического привода шпинделей в рабочей камере вертикально-шпиндельного уборочного аппарата обеспечивает улучшение захвата кустов хлопчатника шпиндельными аппаратами хлопкоуборочной машины.

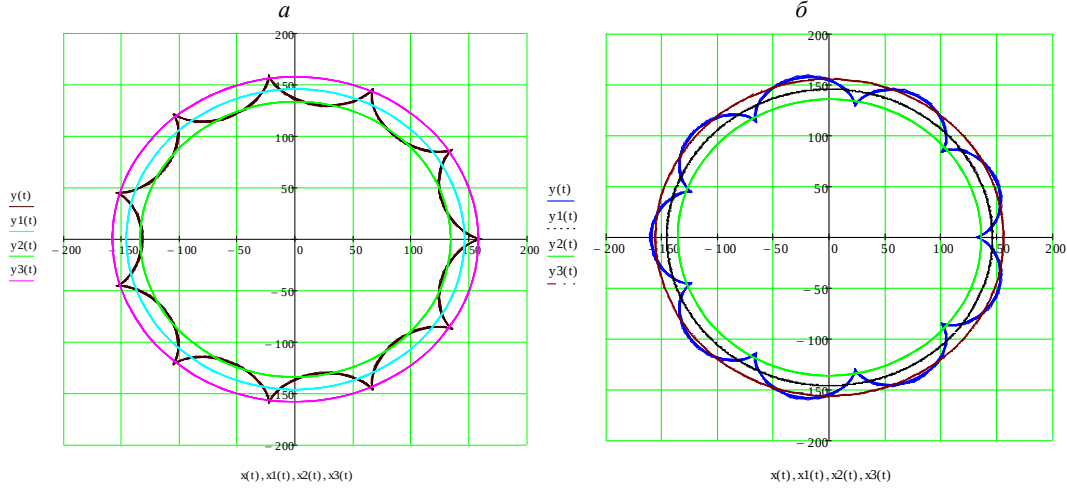


Рис.1. График траектории движения вершины зуба при эпициклическом (а) и гипоциклическом (б) движении шпинделя

С учетом факторов, входящих в сменный баланс времени, его значение представим в следующем виде [18,19]:

$$t = t_0 + t_{\pi} + t_p + t_{ost}. \quad (10)$$

Выражение (10) преобразуем в виде

$$t = t_{01b} \cdot N_b + t_{pb1} \cdot N_{1b} \cdot N_b + t_{p31} \cdot N_b + t_{ost}, \quad (11)$$

где t_{01b} – основное время для заполнения одного бункера, с; N_b – количество бункеров, собранных за смену; t_{pb1} – время одного разворота на разворотной полосе, с; N_{1b} – количество проходов для заполнения одного бункера; t_{p31} – время, затраченное на разгрузку одного бункера с учетом простых проездов, с.

Для заполнения одного бункера (кг) запишем следующее равенство:

$$G_b \cdot k_b = G_y \cdot K_p \cdot P \cdot B \cdot n \cdot L \cdot 10^{-4}, \quad (12)$$

где L – суммарная длина гона ($\Sigma \ell$) для заполнения одного бункера ($G_b \cdot k_b$).

С учетом формулы (12) определяем основное время (с) для заполнения одного бункера:

$$t_{01b} = \frac{L}{V_M} = \frac{G_b \cdot k_b \cdot 10^4}{G_y \cdot B \cdot P \cdot V_M \cdot K_p \cdot n}. \quad (13)$$

На основании формулы (13) определяем количество проходов для заполнения одного бункера:

$$N_{1b} = t_{01b} : \left(\frac{\ell}{V_M} \right) = \left[\frac{G_b \cdot k_b \cdot 10^4}{G_y \cdot B \cdot P \cdot V_M \cdot K_p \cdot n} \right] : \left(\frac{\ell}{V_M} \right). \quad (14)$$

Из формулы (11) определяем количество собранных бункеров за смену:

$$N_b = \frac{t - t_{ost}}{(t_{01b} + t_{pb1} \cdot N_{1b} + t_{p31})}. \quad (15)$$

На основании вышепредставленных значений определяем производительность хлопкоуборочных машин за смену:

$$W_{\kappa 2} = G_b \cdot k_b \cdot N_b = \frac{G_b \cdot k_b (t - t_{ost})}{(t_{01b} + t_{pb1} \cdot N_{1b} + t_{p31})}, \quad (16)$$

$$W_{2a} = B \cdot \ell \cdot n \cdot N_{1b} \cdot 10^{-4} \cdot N_b = \frac{B \cdot \ell \cdot n \cdot N_{1b} \cdot 10^{-4} (t - t_{ost})}{(t_{01b} + t_{pb1} \cdot N_{1b} + t_{p31})}. \quad (17)$$

Результаты численных исследований. Для осуществления численных расчетов воспользуемся разработанной программой [19] и исходными параметрами серийной и усовершенствованной вертикально-шпиндельной хлопкоуборочных машин (ХУМ) при: $G_y=3.0$ т/га, $K_p=0.9$, $\ell=200-700$ м, $k_b=0.7-0.9$, $B=0.9$ м, $t=7 \cdot 3600$ с.

Исходные параметры:

- для ХУМ с гипоциклическими приводами шпинделей: $V_M=1.07$ м/с, $G_b=750$ кг, $t_{ost}=2.1 \cdot 3600$ с, $P_z=0.80$, $t_{pb1}=0.65 \cdot 60$ с, $t_{p31}=7.95 \cdot 60$ с;

- для ХУМ с эпициклическими приводами шпинделей: $V_M=1.15$ м/с, $G_b=750$ кг, $t_{ost}=2.1 \cdot 3600$ с, $P_z=0.89$, $t_{pb1}=0.65 \cdot 60$ с, $t_{p31}=7.95 \cdot 60$ с.

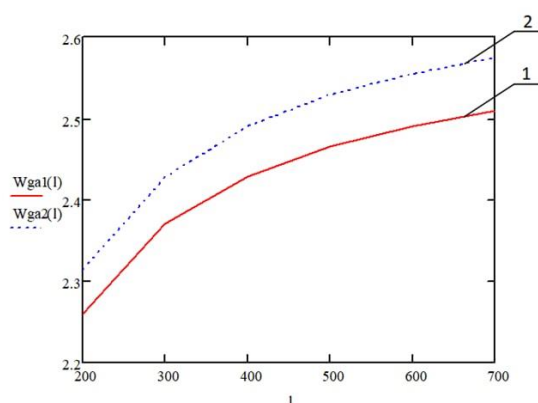


Рис.2. Влияние длины гона ℓ на сменную производительность W_{2a} хлопкоуборочной машины: 1 – для серийной вертикально-шпиндельной хлопкоуборочной машины с гипоциклическими приводами шпинделей; 2 – для усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей

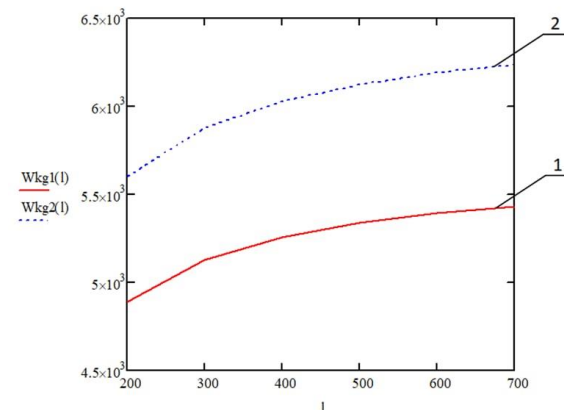


Рис.3. Влияние длины гона ℓ на сменную производительность $W_{\kappa 2}$ хлопкоуборочной машины: 1 – для серийной вертикально-шпиндельной хлопкоуборочной машины с гипоциклическими приводами шпинделей; 2 – для усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей

Анализ полученных результатов. Анализируя графики, представленные на рис.1, видим, что в зависимости от величины абсолютной скорости вращения шпинделей полнота сбора при эпициклическом движении уборочного аппарата будет выше, чем при гипоциклическом. Из графиков, представленных на рис.2, видим, что на производительность серийной и усовершенствованной хлопкоуборочной машины существенно влияет длина гона ℓ . При изменении длины гона ℓ от 200 до 700 м обработанная площадь за смену для серийной хлопкоуборочной машины с гипоциклическими приводами шпинделей изменяется от 2.26 до 2.509 га, а для усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей изменяется от 2.313 до 2.575 га. При изменении длины гона ℓ от 200 до 700 м обработанная площадь за смену для серийной хлопкоуборочной машины с гипоциклическими приводами шпинделей изменяется от 4893 до 5431 кг, а для усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей – от 5601 до 6234 кг.

Производительность усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей в рабочей камере аппарата по сравнению с серийной выше. Это объясняется тем, что для усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей отличительными факторами являются высокая скорость и

полнота сбора. Анализируя рис.3, видим, что производительность хлопкоуборочной машины зависит от собранного хлопка-сырца. С увеличением длины гона ℓ увеличивается количество собранного хлопка-сырца за смену для усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей и серийной хлопкоуборочной машины. Однако производительность усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпициклическими приводами шпинделей по сравнению с серийной хлопкоуборочной машиной с гипоциклическими приводами шпинделей выше. Это объясняется тем, что при скорости $V_M = 1.15$ м/с расчетная полнота сбора повышается от $P = 0.80$ до $P = 0.89$.

Заключение: Повышение производительности хлопкоуборочных машин для серийной и усовершенствованной хлопкоуборочной машины с эпи- и гипоциклическими приводами шпинделей при одинаковой ширине захвата и одинаковых показателях агрофона обеспечивается за счет увеличения длины гона ℓ , повышения скорости хлопкоуборочной машины V_M и полноты сбора P .

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Cotton: World Statistics. <http://www.ICAC.org>; <http://www.statista.com>.
- [2] Jingshan Tian, Xuyi Zhang, Wangfeng Zhang, Hengyi Dong, Zhan Zhao. Leaf adhesiveness affects damage to fiber strength during seed cotton cleaning of machine-harvested cotton // *Industrial Crops and Products*. Vol. 107. November. 2017. P. 211–216.
- [3] Kılıçkan A., Güner M. Pneumatic Conveying Characteristics of Cotton Seeds // *Biosystems Engineering*. Vol.95, Issue 4. December, 2006. P. 537–546.
- [4] Matchanov R.D., Rizaev A.A., Yuldashev A.T., Kuldoshev D.A., Akhmedov Sh.A. Pneumatic Transport System of a Cotton Picker // *International Journal of Innovative Technology and Exploring Engineering (IJITEE)*. Vol. 9. Issue 4. February. 2020. P. 2267–2270.
- [5] Panagiotis A. Ntogkoulis, Dionysis D. Bochtis, Spyros Fountas, Remigio Berruto, Theofanis Gemtos A. Performance of cotton residue collection machinery // *Biosystems Engineering*. Vol. 119. March. 2014. P. 25–34.
- [6] Yiannis G. Ampatzidis, Stavros G. Vougioukas, Matthew D. Whiting, Qin Zhang. Applying the machine repair model to improve efficiency of harvesting fruit // *Biosystems Engineering*. Vol. 120. April. 2014. P. 25/–33.
- [7] Mygdakos E., Gemtos T. A. IT–Information Technology and the Human Interface: Reliability of Cotton Pickers and its Effect on Harvesting Cost // *Biosystems Engineering*. Vol. 82. Issue 4. August. 2002. P. 381–391.
- [8] TIAN Jing-shan1, ZHANG Xu-yi1, ZHANG Wang-feng1, LI Jian-feng1, YANG Yan-long1, DONG Heng-yi2, JIU Xing-li2, YU Yong-chuan3, ZHAO Zhan4, XU Shou-zhen1, ZUO Wen-qing1. Fiber damage of machine-harvested cotton before ginning and after lint cleaning // *Journal of Integrative Agriculture*. 2018. №17(5). P. 1120–1127.
- [9] Матчанов Р.Д. Хлопкоуборочные машины 1929–2010 гг. Ташкент, 2011. – 353 с.
- [10] Усманходжаев Х.Х. Прогноз производительности хлопкоуборочной машины. Ташкент: Узбекистан, 1980, С.10–26.
- [11] Юлдашев Ш.У. Основы технического уровня хлопкоуборочных машин. Ташкент: Фан, 1980. С. 150–240.
- [12] Сайфи Э.Х., Азизов М.М. Критерии производительности хлопкоуборочных машин // Журнал «Механизация». 1991. № 10. С.7–8.
- [13] Юлдашев Ш.У., Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А. Моделирование и расчет производительности хлопкоуборочных машин // *Тракторы и сельхозмашины*. М.: 2010. №2. С. 35–38.
- [14] Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А., Мирзаева М.М., Ганжаев Ш.А. Разработка модели и расчет производительности хлопкоуборочных машин // *Узбекский журнал “Проблемы механики”*. Ташкент. 2022. №3. С. 71–77.
- [15] Ишлинский А.Ю. Прикладные задачи механики. Часть I. М.: Наука, 1982. – 360 с.
- [16] Севастьянов А.Г. Моделирование технологических процессов. М.: Легкая и пищевая промышленность, 1984. – 332 с.
- [17] Ризаев А.А., Алимова Д.Б. Кинематика сателлитов эпи и гипоциклического планетарного механизма для привода шпинделей уборочного аппарата // *Узбекский журнал «Проблемы механики»*. Ташкент. 2021. № 3. С. 32–41.
- [18] Протокол №26-49-91 (241001002) Государственных периодических испытаний хлопкоуборочной машины ХНП-1,8А шифр по системе машин Р.52.16. Ташкент. 1991. С. 7 – 11.
- [19] Матчанов Р.Д., Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А. ва бош. Пахта териш машиналарининг иш унумдорлигини аниқлаш бўйича ҳисоблаш дастури // *Гувоҳнома №DGU 11966*. 26.07.2021.

Дата поступления
02.11.2022

Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А., Джураева Н.Б., Купайсинова Х.А. Эпи ва гипо циклик узатмалари билан жихозланган маҳаллий ва вертикал шпинделли пахта териш машинасининг иш унумдорлигини баҳолаш

Аннотация: Ушбу мақолада пахта териш машиналарининг иш унумдорлиги ҳисобланган. Пахта териш машиналарининг илгари мавжуд бўлган моделлари баён этилган, ҳамда янги ишлаб чиқилган моделлари тақлиф этилган. Назарий тадқиқотлар асосида вертикал шпинделли ва эпи-гипо циклик шпинделли такомиллаштирилган пахта териш машинасининг қиёсий таҳлили берилган. Иш унумдорлигига пахта териш машиналарининг параметрларини таъсири аниқланган.

Калит сўзлар: пахта териш машиналари; иш унумдорлиги; параметрлари; вақт баланси; омиллар; моделиштириш; сонли тадқиқотлар.

Rizaev A.A., Yuldashev A.T., Kuldoshev D.A., Djuraeva N.B., Kupaysinova Kh.A. Evaluation of the performance of a serial and vertical spindle cotton picker with epi and hypo cyclic drives

Abstract: This article provides a calculation of the performance of cotton pickers. Previously proposed models of cotton pickers are described, as well as new developed models are proposed. Based on scientific research, a comparative analysis of the vertical spindle and advanced cotton picker with epi-hypo cyclic spindle drives is given. The influence of the parameters of cotton pickers on their performance is determined.

Keywords: cotton pickers; productivity; parameters; time balance; factors; modeling; numerical studies.

УДК 699.841

ОЦЕНКА СЕЙСМОСТОЙКОСТИ ЗДАНИЙ, ПОСТРОЕННЫХ ДО ПРИМЕНЕНИЯ ТРЕБОВАНИЙ НОРМ СЕЙСМОСТОЙКОГО СТРОИТЕЛЬСТВА

**Сагдиев Х.С., Ювмитов А.С., Галиаскаров В.А., Тешабоев З.Р.,
Собиров З.Ж., Шерниёзов Х.О., Мирзакабилов Б.Н.**

*Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент Узбекистан
E-mail: imssan@mail.ru*

Аннотация: В статье приведены результаты обмерно-обследовательских и инструментально-расчетных исследований сейсмостойкости зданий дошкольных образовательных учреждений, построенных до применения норм по проектированию зданий и сооружений в сейсмических районах.

Ключевые слова: здания дошкольных учреждений; технические состояния конструкций; динамические и прочностные характеристики; механические свойства грунта; расчет на сейсмические нагрузки.

Введение. Ежегодно происходят сотни сильных землетрясений и возникновение подземных толчков неизбежно. Предсказать точное время, место и силу возникновения очередных подземных толчков, а тем более предотвратить их, к сожалению, невозможно [1–32].

Следует отметить, что чаще всего в мире природные катаклизмы приводят к социальным и экономическим катастрофам из-за неготовности общества к очередным проявлениям стихии. Разрушения и число человеческих жертв могут быть значительно меньше при правильном проведении подготовительных работ, основанных на повышении уровня подготовки и умения населения и местных органов власти противостоять последствиям землетрясений.

Для уменьшения ущерба от землетрясений первым шагом является достоверность сейсмического районирования. С другой стороны – очевидно, что какие бы успехи в прогнозировании возникновения сильных землетрясений и сейсмического районирования регионов не добились в будущем, они не заменят необходимости таких защитных мероприятий, как проектирование и строительство сейсмостойких зданий и сооружений, а также реконструкцию существующих, не отвечающих требованиям сейсмостойкости.

В современном мире основным методом борьбы против землетрясений является обеспечение сейсмической безопасности зданий и сооружений на проектном уровне на основе последних достижений науки и усиление строительных конструкций эксплуатируемых объектов на основе результатов инструментально-расчетных исследований.

Повышение устойчивости зданий и сооружений, основных объектов и систем жизнеобеспечения, а также минимизация потерь от землетрясений в регионах с высоким уровнем сейсмических рисков являются важными факторами устойчивого социально-экономического развития и обеспечения национальной безопасности республики.

Постановка задачи. В настоящее время в регионах республики эксплуатируются здания и сооружения, построенные до введения в действие положений и нормативных документов по строительству в сейсмических районах. Здания и сооружения, построенные без соответствующих проектных документов и требований норм по сейсмостойкому строительству, функционируют во многих областях секторов экономики, в том числе в системе дошкольных и школьных образовательных учреждений. Следует также обратить внимание на здания и сооружения, построенные по старым строительным нормам и положениям, разработанные в разные периоды, начиная с 30 декабря 1948 г. Эксплуатируемые здания и сооружения имеют различные конструктивные решения и построены с использованием разных строительных материалов.

В рамках проведенных исследований [1–3] определены общая сейсмическая уязвимость зданий школьных и дошкольных учреждений в зависимости от использованных строительных норм в период их строительства [4 – 13]. Для предварительной оценки сейсмической уязвимости в зависимости от года постройки зданий школьные и дошкольные учреждения г. Ташкента распределены на три группы. В первую группу включены учреждения, построенные без антисейсмических мероприятий и по нормам ТУ-58-48, ПСП 101-51 и СН-8–57, во вторую группу включены учреждения, построенные по требованиям норм СНиП II-A.12-62 и СНиП II-A.12-69, а в третью группу включены учреждения, построенные по требованиям норм СНиП II-7-81 и КМК 2.01.03-96.

В Сергелийском районе г.Ташкента дошкольные образовательные учреждения (ДОУ) №351 ÷ №356, построенные в 1966 г. из деревянной конструкции после Ташкентского землетрясения, до сих пор эксплуатируются. Учитывая физический износ и состояния конструкций, ДОУ №351 - №356 были перегруппированы и включены в первую группу.

Здесь рассматривается вопрос сейсмической обеспеченности зданий ДОУ, построенных до 1949 г. без применения требований нормативных документов сейсмостойкого строительства. Здания ДОУ, построенные до введения в действие нормативных документов по проектированию и строительству зданий и сооружений в сейсмических районах, размещены по районам в следующем виде: №89 – в Чиланзарском районе; №487, №100, №530, №103 – в Яккасарайском районе; №172, №67, №4 – в Алмазарском районе; №21, №76 – в Шайхантахурском районе.

В рамках бюджетной темы «Прочности конструкций и сейсмостойкости сооружений» Института механики и сейсмостойкости сооружений в 2021 году проведены инструментально-расчетные исследования и оценка технического состояния зданий перечисленных дошкольных учреждений, разработаны рекомендации по обеспечению их сейсмической безопасности в зависимости от объемно-планировочных и конструктивных решений, от года постройки и сейсмичности строительной площадки.

Экспериментальные исследования проведены на базе модернизированного лабораторно-экспериментального оборудования института и разработанного мобильного измерительного комплекса с использованием современных программных продуктов и компьютерной технологии для регистрации и обработки инструментальных данных.

В бюджетной теме исследования сейсмостойкости зданий ДОУ проведены по следующей схеме:

- общие данные, необходимые для проведения научно-технических исследований;
- результаты обследования, характеристики строительных конструкций зданий и оценки их технического состояния;
- инструментальные определения прочностных параметров и динамических характеристик зданий, физико-механических свойств грунта строительной площадки;
- разработка чертежей строительных конструкций;
- разработка расчетной модели зданий и сбор нагрузок;
- поверочные расчеты зданий на сейсмические воздействия;
- определение соответствия зданий школ нормам сейсмостойкого строительства;
- заключение по результатам обследования и инструментально-расчетных исследований;
- рекомендации по обеспечению сейсмической безопасности зданий ДОУ при их дальнейшей эксплуатации.

Результаты и обсуждение.

1. Здания дошкольных образовательных учреждений №21, №172, №67 и №4 построены без проектных документов методом хашара из местных материалов. Все здания одноэтажные и с самого начала не предназначались для использования в качестве дошкольного учреждения. Здания ДОУ №21, №172, №67 и №4 построены соответственно в 1935г.,

1907г., 1924г. и 1947 г. до применения в практике сейсмостойкого строительства норм и правил проектирования зданий и сооружений в сейсмических районах.

ДОУ №21 расположено на территории жилой застройки частного сектора по адресу: г.Ташкент, Шайхантахурский р-н, ул. Сой буйи, д.3. Дошкольное учреждение состоит из основного корпуса и трех вспомогательных блоков.

ДОУ №172 находится по адресу: г.Ташкент, Алмазарский р-н, ул. Шоший, 4-тупик, д. 10. Дошкольное учреждение состоит из двух блоков – детского и кухонного блоков, а также на территории имеется навес.

ДОУ №67 находится в жилой застройке частного сектора по адресу: г.Ташкент, Алмазарский р-н, ул. З. Бобохонова, д. 141. Дошкольное учреждение состоит из основного корпуса и двух вспомогательных блоков.

ДОУ №4 находится по адресу: г.Ташкент, Алмазарский р-н, ул Чукурсой, 4-тупик, д. 99. Дошкольное учреждение состоит из четырех блоков, из них два основных блока, два вспомогательных блока, состоящие из кухонного и хозяйственного блоков.

ДОУ №100 расположено по адресу: г.Ташкент, Яккасарайский район, ул. М.Таробий, д.31а. Здания ДОУ состоят из трех блоков прямоугольной формы в плане, которые разделены между собой деформационными швами. Два боковых блока приблизительно построены в 1961 г., а средний блок - приблизительно в 1932 г. Все здания двухэтажные. Здесь приводим результаты оценки сейсмостойкости здания среднего блока с размерами в плане 12.8 x 27.35 м. Из объемно-планировочных решений видно, что при строительстве здание предназначалось для других целей и в последующем было перепланировано.

ДОУ №487 находится по адресу: г.Ташкент, Яккасарайский район, ул. Шоший, 4. Здание дошкольного учреждения – двухэтажное. Здание ДОУ построено приблизительно в 1930 г. Здание ДОУ в плане имеет сложную форму с размерами: 2x5.85x2.8+2x15.5x6.7+2x5.7x6.95+2x8.8x5.9+2x5.3x9.0+2x12.63x10.05 м. Здание не разделено на отсеки антисейсмическими швами. Первоначально здание эксплуатировалось в других целях, а затем было перепланировано в соответствии с требованиями дошкольных учреждений.

Конструктивная схема зданий ДОУ со стенами из кирпича сырцового и жженого, а также деревянный каркас с заполнением сырцового кирпича или гувалака из глины.

Фундаменты во всех обследованных зданиях дошкольных учреждений выполнены из жженого кирпича и бутового камня.

Кладки выполнены на глиняном и известково-цементном растворе. Стены оштукатурены раствором из глины с добавлением соломы и известково-цементным раствором. В цокольной части стены оштукатурены известковым раствором.

В основных блоках для групповых размещений детей толщина наружных стен и стен, на которых устроено опирание конструкции крыши выполнены в два кирпича, а во вспомогательных блоках толщина стен составляет полтора кирпича. Толщины внутренних стен и перегородок в один и половину кирпича. Цоколь зданий выполнен из того же кирпича, что и стены, с небольшим расширением в сторону фасада.

Крыша всех строений выполнена на деревянных балках, двухскатная со стропилами, устроенными с шагом 1–1.2 м. По стропилам устроен разреженный дощатый настил. Торцы крыш выполнены из кирпичной кладки и дощатой обшивки.

Кровля устроена из кровельного железа и асбестоцементных волнистых листов. Водосток не организованный, со свободным сбросом на отмостку.

В результате обследования выявлены многочисленные трещины в несущих конструкциях за счет осадки фундамента, в местах сопряжения стен, в проемах и простенках, между стеной и потолком, отслоение штукатурки больших размеров и участки с осыпанием штукатурного слоя как внутри здания, так и снаружи (рис. 1). Имеются также местами осыпание раствора и низкое сцепление с кирпичом, в отдельных местах крошение кирпичной

кладки стен в несколько сантиметров. В перемычках оконных и дверных проемов выявлены сквозные трещины, которые неоднократно заделывались.

Состояние кладки пристроенных строений местами аварийное. Стены зданий и строений имеют физический износ более 60%, степень повреждений – сильная.

В результате сильного увлажнения в подвале ДОУ №487 произошли полное отслоение штукатурки, отслоение защитного слоя и сильная коррозия рабочей арматуры железобетонной балки подвального перекрытия, коррозия в опорной части стальных балок перекрытия подвала, высолы и сырость на стенах подвального помещения. Коррозия стальной балки усилена в опорной части в результате сырости подвала.

Обследованные здания ДОУ не соответствуют требованиям СанПиН РУз для детских дошкольных учреждений по содержанию помещений, их планировке, отделочным материалам и пр.

Здания и строения не соответствуют требованиям норм сейсмостойкого строительства по всем основным параметрам за исключением геометрических размеров отдельных блоков.

Рекомендуется полный демонтаж всех зданий (строений), расположенных на территории дошкольных учреждений №21, №172, №67, №4, №100 (средний блок) и №487 ввиду экономической нецелесообразности реконструкции (усиления).

Основным критерием решения об отказе в эксплуатации является моральный и физический износ данных строений, которые также не соответствуют требованиям СанПиН РУз и КМК (ШНК) РУз.



Вертикальные трещины, осыпалась штукатурка и частичное разрушение цокольной части снаружи стен



Фрагмент внутренней отделки стены основного корпуса. Штукатурка осыпалась, раствор кладки имеет низкое сцепление



В наружных стенах отслоение штукатурки большими кусками



Фрагмент разрушения цокольной части здания основного блока



В перемычках оконных проемов сквозные трещины



Отслоение штукатурки подоконных стен, полный износ оконных рам



Отмостка зданий изношена, что привело к разрушению покрытия дворовой площадки



Отслоение штукатурки, деревянный каркас с заполнением из сырцового кирпича



Цокольная часть здания из кирпичной кладки, из-за атмосферных осадков местами разрушена



Трещины в кирпичной кладке оконного проема



Трещины в несущих продольных стенах из-за осадки фундамента. Стены находятся в аварийном состоянии





Вид стен подвального помещения. Отслоение защитного слоя и сильная коррозия рабочей арматуры железобетонной балки

Рис. 1. Фотоснимки повреждений и дефектов

2. Приведем результаты обмерно-обследовательских и инструментально-расчетных исследований строительных конструкций зданий ДООУ №103, №89, №530, №76, оценки их технического состояния и соответствия их требованиям норм по проектированию зданий и сооружений в сейсмических районах. Приведены также результаты инструментально-расчетных исследований свойства грунта строительных площадок дошкольных учреждений.

ДООУ №103 находится по адресу: г. Ташкент, Яккасарайский район, ул. Бабура, д.19а. Здания ДООУ состоят из двух отдельных блоков, которые построены в разные периоды. Первый блок построен в 1949 г., без учета требований строительных норм и правил. Здание второго блока построено в 2018 г. с учетом требований строительных норм и правил КМК 2.01.03-96 и в том же году в здании первого блока осуществлен капитальный ремонт.



Рис. 2. Вид здания первого блока

Конструктивная система здания первого блока – жесткая бескаркасная с продольными и поперечными кирпичными стенами, а второго блока – рамно-каркасная с железобетонными колоннами и ригелями. Здесь приведены результаты обследования двухэтажного здания первого блока (рис. 2), предназначенного для групповых размещений воспитанников детского сада.

Здание первого блока с подвалом и имеет в плане П-образную форму. Оно не разделено на отдельные отсеки деформационными швами. Несущими стенами в здании являются в боковых сторонах поперечные и в середине блока продольные стены толщиной 0.6 м. Толщина средней продольной стены – 0.5 м. Толщина внутренних поперечных стен – 0.25 м. В подвальном помещении толщина наружных продольных стен составляет 0.7 м, а внутренних поперечных стен – 0.6 м.

Шаг поперечных стен составляет: 2.52–10.77 м, пролет продольных стен – 2.94–7.56м.

Перекрытие выполнено из сборных ребристых железобетонных плит, которые опираются на поперечные несущие стены в боковой стороне и на продольные стены в средней части блока.

Окна и двери в комнатах из пластика, двери на лестничной площадке – из МДФ. Размер оконного проема составляет 1.2х1.6 м, а дверного проема – 0.8х2.0 м и 1.35х2.0 м.

Простенки между окнами имеют ширину: 0.9 – 1.8 м.

Лестницы – двухмаршевые из сборного железобетона, которые опираются на косорызы из металлического двутавра.

Полы в коридорах из мраморной плитки выполнены на цементной стяжке, а в групповых помещениях – деревянные.

По периметру здания устроены бетонные отмостки.

Крыша – чердачная. Несущие конструкции кровли – деревянные балки.

Кровля – двухскатная металлическая из листового профнастила с организованным отводом воды, свободным сбросом на отмостку с помощью водосточной трубы.

Техническое состояние здания – удовлетворительное. Сравнением фактических параметров здания с предельными данными по нормам КМК 2.01.03-19 установлено:

- длина здания – 30.57 м, превышает допустимое значение – не соответствует требованиям нормы;
- пролет продольных стен при расчетной сейсмичности 8 баллов соответствует, а при 9 баллов – не соответствует нормам;
- высота этажа – 3 м, соответствует требованиям нормы;
- высота здания – 7.0 м, превышает допустимое значение – не соответствует нормам;
- шаг поперечных стен – 10,77 м, превышает допустимое значение, по нормам не соответствует;
- разделение блока на отсеки не выполнено – не соответствует нормам;
- отношение высоты этажа здания к толщине стены соответствует нормам;
- в зданиях с несущими стенами высотой два и более этажа, кроме наружных продольных стен, должно быть не менее одной внутренней продольной стены соответствует нормам;
- ширина простенков превышает допустимое значение – по нормам не соответствует;
- ширина проемов соответствует требованиям нормы.

Как видно из анализа фактических параметров здания первого блока ДОУ №103 более половины из них не соответствуют предельным параметрам норм КМК 2.01.03-19 для зданий из кирпичной кладки II категории.

ДОУ №89 находится по адресу: г.Ташкент, Чиланзарский район, ул. Шарк тонги, 17. Здания ДОУ состоят из четырех одноэтажных и двухэтажных блоков с теплыми переходами, построенных в разные периоды. Основной первый блок построен в 1947 г. до применения требований норм по сейсмостойкому строительству, а остальные блоки построены в 1960 г. в соответствии с требованиями норм СН-8-57. В 2016 г. в зданиях ДОУ проведен капитальный ремонт.

Здесь приводим результаты обследования двухэтажного здания первого блока с подвальным помещением. Блок предназначен для групповых размещений воспитанников детсада. Блок в плане имеет Н-образную форму. Основными несущими конструкциями здания являются в боковой части поперечные стены, а в средней части блока продольные стены, на которых опираются деревянные балки перекрытия и покрытия. Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича. Толщина наружных продольных и внутренних поперечных стен на первом этаже составляет 0.6 м, а на втором этаже толщина поперечных и продольных стен составляет соответственно 0.54 и 0.6 м.

Шаг поперечных стен 3.2 – 10.7 м, а пролет продольных стен – 2.5 – 5.4 м. Комнаты разделены с помощью перегородок из кирпичной кладки толщиной 0.12 м.

Перекрытие выполнено из деревянных балок, которые опираются на поперечные в боковых крылья и на продольные стены в средней части блока.

Полы – в групповых помещениях из ламинированных плит, а в коридорах – из керамической плитки.

Окна и двери – из пластика. Размеры оконных проемов составляют: 1.0×1.6 м и 1.37×2.4 м. Размеры дверных проемов составляют: 0.94×1.92 и 1.43×2.32 м. Высота от пола до подоконника – 0.84 м.

Простенки между окнами: 0.33; 0.49 и 0.56 м.

Лестницы – двухмаршевые из сборного железобетона, которые опираются на косяки.

Отмостка – асфальтобетонная.

Высота цокольной части здания – 0.6 м.

Крыша – чердачная. Несущие конструкции кровли (стропила и обрешетка) – деревянные балки.

Кровля – двухскатная металлическая из листового профнастила с организованным отводом воды, свободным сбросом на отмостку с помощью водосточной трубы.

Техническое состояние здания основного блока – удовлетворительное, кроме подвального помещения. Подвальное помещение – устроено по всей площади первого этажа высотой 2.62 м. Дверные проемы подвального помещения имеют размер: 0.7×2.1 м. Перекрытия подвального помещения выполнены из монолитного железобетона толщиной 0.2 м. Толщина продольных и поперечных стен подвала соответственно составляет 0.56 и 0.66 м. В середине подвального помещения расположены колонны с размером поперечного сечения 0.53×0.55 м. Поперечный размер железобетонного ригеля составляет 0.36×0.27 м. Шаг колонн составляет 2×1.55 м. Высота подоконника составляет 2.47 м.

В подвальном помещении обнаружены сильная сырость, высолы, отслоение штукатурки и крошение кирпичной кладки в стенах. Техническое состояние подвального помещения – не удовлетворительное (рис. 3).



Рис. 3. Вид подвального помещения

Оценка соответствия параметров здания первого блока ДОУ №89 нормам КМК 2.01.03-19 по предельным параметрам представлена при сейсмичности площадки строительства 9 баллов. Сопоставлением предельных параметров по нормам и фактических параметров здания установлено:

- длина здания – 29.9 м, превышает допустимое значение – не соответствует требованиям норм;
- пролет продольных стен при расчетной сейсмичности 9 баллов – соответствует нормам;
- высота этажа – 2.9 м – соответствует требованиям нормы;
- высота здания – 6.8 м, превышает допустимое значение – не соответствует нормам;
- шаг поперечных несущих стен – 10.7 м, превышает допустимое значение по нормам – не соответствует;
- разделение блока на отсеки антисейсмическими швами не выполнено – не соответствует нормам;

- отношение высоты этажа к толщине стены – соответствует нормам;
- в зданиях с несущими стенами высотой два и более этажа, кроме наружных продольных стен, должно быть не менее одной внутренней продольной стены – соответствует нормам;
- ширина простенков превышает допустимое значение по нормам – не соответствует;
- ширина проемов соответствует требованиям нормы.

Как видно из приведенных данных, из 10 представленных по 6 параметрам здание не соответствует требованиям нормы для зданий из кирпичной кладки II категории.

Следует также отметить, что конструктивная система здания состоит из продольных и поперечных стен и деревянных перекрытий, что не обеспечивает пространственной устойчивости здания. Фундаменты из жженого кирпича, что не соответствует требованиям норм сейсмостойкого строительства.

ДОУ № 530 находится по адресу: г. Ташкент, Яккасарайский район, ул. Шоший, 6. Здания ДОУ состоят из двух блоков. Первый блок Т - образный, состоит из двух частей и имеет сложную конфигурацию, не разделен антисейсмическим швом. Второй блок прямоугольной формы в плане разделен от первого блока с помощью деформационного шва.

Здания ДОУ были построены в 1939 г., без учета требований сейсмостойкого строительства. Отсеки соединены между собой с помощью теплого перехода. В 2018 г. в зданиях ДОУ осуществлен капитальный ремонт.

Конструктивная система зданий ДОУ определяется как жесткая бескаркасная с продольными и поперечными кирпичными стенами. Основные несущие конструкции здания – кирпичные стены с различной толщиной по блокам.

Здание первого блока – двухэтажное без подвальных помещений, предназначено для групповых помещений воспитанников и административно-хозяйственного персонала (рис. 4). Высота от пола до потолка на этажах блока составляет – 3.2 м.

Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича. Основными несущими стенами в здании являются поперечные и продольные стены, на которые опираются деревянные балки перекрытия. Толщина продольной и поперечной стен составляет соответственно 0.6 и 0.45 м, а внутренней продольной стены – 0.45 м.

Шаг поперечных стен здания составляет 2.95 – 14.1 м.

Пролет продольных стен здания составляет 2.5 – 5.6 м.

Высота от пола до подоконника – 0.85 м.

Комнаты разделены с помощью перегородок из кирпичной кладки толщиной 0.12 м.

Перекрытие выполнено из деревянных балок, которые опираются на поперечные и продольные несущие стены.

Полы – в групповых помещениях и коридорах имеют линолеумное покрытие на бетонной стяжке.

Окна и двери из пластика и МДФ. Размеры оконных проемов составляют 0.9×1.75 м и 1.1×1.8 м, а дверных проемов – 0.9×2.36 м.

Простенок между окнами составляет 1.2 м.

Высота от пола до подоконника – 0.8 м.

Лестницы – двухмаршевые из сборного железобетона.

Отмостка – устроены бетонные плитки. Высота цокольной части здания – 0.3 м.

Крыша – чердачная. Несущие конструкции кровли (стропила и обрешетка) – деревянные балки.

Кровля – двухскатная металлическая из листового профнастила с организованным отводом воды, свободным сбросом на отмостку с помощью водосточной трубы.

Техническое состояние здания первого блока – удовлетворительное. При обследовании первого блока обнаружены металлические стяжки продольных стен на уровне поперечных стен здания по усилению строительной конструкции блока. Скорей всего, это

конструктивное мероприятие по усилению здания блока было применено после Ташкентского землетрясения 1966 г.

Здание второго блока – двухэтажное без подвального помещения, предназначено для групповых помещений воспитанников детсада. Несущими стенами в здании являются продольные и поперечные стены, на которых опираются деревянные балки перекрытия и покрытия.



Рис.4. Общий вид первого блока

Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича. Толщина несущих наружных поперечных и продольных стен составляет 0.52 м, а внутренней продольной стены – 0.45 м.

Шаг поперечных стен здания составляет 3.45 – 11.0 м.

Пролет продольных стен – 3.9 – 9.1 м.

Внутренние комнаты разделены с помощью перегородок из кирпичной кладки толщиной 0.12 м.

Перекрытие выполнено из деревянных балок, которые опираются на поперечные и продольные несущие стены.

Полы – в групповых помещениях и коридорах имеют линолеумное покрытие на бетонной стяжке.

Окна в здании из пластика, а двери в комнатах из МДФ. Размер оконного проема составляет 0.9x1.8 м, а дверного проема – 1.12x2.2 м.

Простенок между окнами составляет 0.74 и 1.12 м.

Высота от пола до подоконника – 0.9 м.

Лестницы – двухмаршевые из сборного железобетона, которые опираются на металлические косоуры из двутавра.

Отмостка – устроены бетонные отмостки.

Высота цокольной части здания – 0.3 м.

Крыша – чердачная. Несущие конструкции кровли (стропила и обрешетка) – деревянные балки.

Кровля – в здании двухскатная металлическая из листового профнастила с организованным отводом воды, свободным сбросом на отмостку с помощью водосточной трубы.

Техническое состояние здания второго блока – удовлетворительное. Сопоставлением фактических данных зданий блоков ДООУ №530 с их предельными параметрами по норме КМК 2.01.03-19 установлено:

- длина зданий блоков 66.15 м, 32.65 м и 44.55 м превышает допустимое значение – не соответствует требованиям нормы;
- пролет продольных стен при расчетной сейсмичности 8 баллов: первый блок – 5.6 м – соответствует нормам; второй блок 9.1 м – не соответствует нормам;
- высота этажа – 3.2 и 3.15 м – соответствует требованиям нормы;
- высота здания – 7.5 и 7.4 м, превышает допустимое значение – не соответствует;
- шаг поперечных несущих стен – 11.0 м, превышает допустимое значение по нормам – не соответствует;

- разделение блока на отсеки антисейсмическими швами не выполнено – не соответствует;
- отношение высоты этажа к толщине стены – соответствует;
- в зданиях с несущими стенами высотой два и более этажа, кроме наружных продольных стен, должно быть не менее одной внутренней продольной стены – соответствует;
- ширина простенков первого блока – соответствует, а второго блока превышает допустимое значение по нормам – не соответствует;
- ширина проемов соответствует требованиям нормы.

Как видно из анализа фактических параметров зданий блоков ДОУ №530, более половины из них не соответствуют предельным параметрам норм КМК 2.01.03-19 для зданий из кирпичной кладки II категории.

В результате обследования выявлено, что конструктивная система здания состоит из продольных и поперечных стен и перекрытия с деревянными балками, что не обеспечивает пространственной устойчивости здания. Фундаменты возведены из жженого кирпича, что не соответствует требованиям норм сейсмостойкого строительства.

Следует также отметить необходимость учета ранее проведенных конструктивных мероприятий по усилению строительной конструкции при реконструкции зданий с целью их дальнейшей эксплуатации.

ДОУ №76 находится по адресу: г. Ташкент, Шайхантахурский район, ул. Лабзак. Дошкольное образовательное учреждение состоит из двух отдельных двухэтажных корпусов с подвалом и без подвала, из трех одноэтажных зданий, построенных в разные годы. Основные двухэтажные корпуса были построены в 1942 г., без учета требований строительных норм и правил. Одноэтажные здания предназначены для приготовления пищи, склада и прачечной. Все здания находятся в отдельности без соединяющих их переходов. Конструктивная система зданий определяется как жесткая бескаркасная с продольными и поперечными кирпичными стенами. В 2008 г. в ДОУ осуществлен капитальный ремонт.

Здесь приводим общие характеристики двухэтажного здания с подвалом, техническое состояние и соответствие требованиям норм сейсмостойкого строительства.

Стены здания выполнены из полнотелого жженого кирпича на цементно-песчаном растворе с добавлением извести. Толщина наружных стен подвала – 640 мм, внутренних стен – 510 мм. Толщина наружных стен 1-го и 2-го этажа – 510 мм, внутренние стены толщиной 510 и 380 мм, перегородки кирпичные толщиной 120 мм.

Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены.

При обследовании установлено:

- для повышения несущей способности стен здания устроены тяжи из стержней диаметром 20 мм для стягивания стен. Тяжи закреплены к вертикальным швеллерам, которые установлены на углах и выступах здания. Натяжение тяжей осуществлялось стяжными муфтами по всему контуру здания. Для пропуска тяжей в стенах просверлены отверстия;
- кладка стен относится к некомплексной конструкции, так как железобетонные включения в виде сердечников в кладке не обнаружены;
- армирование кладки в сопряжении стен не обнаружено;
- обрамление дверных проемов в коридорах и лестничных клетках не устроено;
- над оконными и дверными проемами в стенах устроены сборные железобетонные перемычки высотой 150 мм на всю толщину стены. Глубина заделки перемычек в кладку составляет до 350 мм и более.

В кладке стен снаружи здания возле оконных проемов и в штукатурном слое внутри здания имеются отдельные трещины. В стенах лестничных клеток возле оконных проемов образовались наклонные трещины шириной до 1 мм.

Требуется выполнить ремонт стен с заделкой имеющихся трещин полимерцементным раствором. Конструкция перекрытия над подвалом и первым этажом выполнена в виде монолитных железобетонных балочных плит. Сечение монолитных балок – 270х370 мм и 250х270 мм. Армированные в нижней зоне продольными стержнями из 3Ø20АІ, монолитная плита толщиной 160 – 180 мм, армированная сеткой Ø12АІ с ячейками 100х200 мм.

При обследовании установлено, что в монолитном перекрытии подвала имеются пробитые технологические отверстия, трещины, участки с отслоением защитного слоя бетона и оголением корродированной арматуры. Фактический класс бетона плит В15.

Конструкция чердачного перекрытия устроена по деревянным балкам. Применены балки из дерева хвойных пород сечением 220х100 мм с шагом 975–1125 мм. Балки опираются на продольные стены. Глубина опирания балок на стену составляет 150–200 мм.

Пространство между деревянными балками заполнено накатом из досок, уложенных по брускам сечением 30х30 мм. Поверх наката уложен утеплитель – опилки с глиной толщиной 200 мм. Снизу по балкам покрытия устроен подшивной потолок из листов ДВП и гипсокартона.

Жесткость диска на участках деревянного покрытия не обеспечена, так как анкерование балок в антисейсмические пояса не выполнена ввиду их отсутствия.

Состояние деревянных элементов крыши в целом удовлетворительное, но в отдельных элементах имеются незначительные трещины, обработка конструкций антисептиками и антипиренами в последние годы не выполнялась.

Рекомендуется поверхность монолитного перекрытия подвала очистить от следов выщелачивания, обработать ремонтными составами, в местах отслоения защитного слоя отбить отслоившийся бетон, очистить арматуру от коррозии и восстановить защитный слой с использованием ремонтных составов (рис. 5).



Рис. 5. Фрагмент конструкции перекрытия над подвалом.
Выщелачивание и коррозия рабочей арматуры, пробитые технологические отверстия

В здании предусмотрены внутренние и наружные лестницы для сообщения между этажами. По фасаду здания предусмотрены две металлические лестницы для доступа на второй этаж и две железобетонные лестницы для доступа в подвальное помещение. Внутренняя лестница трехмаршевая с двумя промежуточными площадками и маршами от них. Наружные металлические эвакуационные лестницы двухмаршевые, расположение маршей в плане Г-образное. Состояние пожарной лестницы по фасаду в целом удовлетворительное. Все элементы лестницы окрашены, но имеются участки с отслоением окрасочного слоя. Выполнить текущий ремонт лестниц.

Наружные двери алюминиевые – двупольные с остеклением высотой от 2000 до 2100 мм. Внутренние двери шпонированные – однопольные высотой 2100 мм. Заполнение оконных проемов выполнено алюминиевыми рамами. Состояние алюминиевых рам – удовлетворительное. Рекомендуется выполнить текущий ремонт дверей и окон с заменой уплотнительной резинки.

Полы в обследуемом здании выполнены следующих типов: бетонные, деревянные, линолеумные и из керамической плитки. В бетонных полах подвала имеются неровности, трещины шириной раскрытия до 1.5 мм, деревянные полы местами просели, в полах из керамической плитки имеются незначительные сколы и трещины. Требуется выполнить капитальный ремонт полов.

В здании устроена чердачная 4-скатная кровля по несущим деревянным конструкциям из листов профилированного настила марки НС-35. Доступ на чердак осуществлялся через люк, устроенный в конструкции чердачного перекрытия. Отвод талых и дождевых вод с кровли осуществляется по желобам, далее водосточными трубами. Пространственная система несущих деревянных конструкций крыши состоит из деревянных стропил, несущих балок и стоек.

Состояние деревянных элементов крыши в целом удовлетворительное, но в отдельных элементах имеются незначительные трещины, обработка конструкций антисептиками и антипиренами в последние годы не выполнялась.

Мауэрлат не имеют крепления к кладке стен. Крепление стропил между собой выполнено на гвоздях.

Кровля выполнена из листов профилированного настила по обрешетке из брусков сечением 50х40 мм, уложенных с шагом от 400 до 500 мм. По краям кровля выполнена из оцинкованных листов по дощатому настилу. Состояние кровли удовлетворительное.

В процессе реконструкции необходимо выполнить пропитку деревянных конструкций крыши антисептиками и антипиренами и произвести крепление всех элементов в соответствии с конструктивными требованиями.

По периметру здания устроена бетонная и асфальтовая отмостка, которая переходит в дворовую площадку. В процессе обследования были обнаружены дефекты в виде неровностей, выбоин, провалов, разрушенных участков, по линии примыкания отмостки к зданию образовались трещины.

Требуется выполнить капитальный ремонт отмостки с соответствующим уклоном от здания для предотвращения попадания воды в около- и подфундаментное пространство.

Определение соответствия здания нормам сейсмостойкого строительства осуществлено сопоставлением параметров и фактических величин здания с предельными, установленными нормами КМК 2.01.03-19:

- длина здания – 29.28 м, превышает допустимое значение – не соответствует требованиям нормы;
- пролеты здания – 5.6 м, не превышает допустимого значения 6.0 м – соответствует;
- высота подвала и этажа – 3.0 и 3.35 м, соответствует требованиям нормы;
- высота здания – 10.25 м, превышает допустимое значение 5 м – не соответствует;
- шаг поперечных стен – от 3.58 до 8.86 м, что превышает допустимый 7.2 м – не соответствует требованиям нормы;
- разделение блока на отсеки антисейсмическими швами не выполнено - не соответствует нормам;
- отношение высоты этажа к толщине стены – соответствует нормам;
- в зданиях с несущими стенами высотой два и более этажа, кроме наружных продольных стен, должно быть не менее одной внутренней продольной стены – соответствует нормам;
- ширина простенков между оконными проемами от 0.48 до 1.85 м при требуемой не менее 1.55 м – не соответствует нормам;
- ширина проемов составляет от 0.74 до 2.6 м, что незначительно превышает допустимое значение 2.5 м – не соответствует нормам.

Из проведенного анализа объемно-планировочного и конструктивного решений двухэтажное здание с подвалом ДОУ №530 во многом не соответствует предельным параметрам и конструктивным требованиям норм КМК 2.01.03-19 для зданий из кирпичной кладки II категории.

Конструктивная система здания состоит из продольных и поперечных кирпичных стен и железобетонной монолитной плиты перекрытия над подвалом и первым этажом, а над вторым этажом перекрытия устроены из деревянных балок, что не обеспечивает пространственной устойчивости здания в целом.

В целом техническое состояние здания можно считать удовлетворительным, кроме указанных выше недостатков.

Динамические характеристики зданий. При определении динамических характеристик зданий ДОУ №103, №89, №530 и №76 в микросейсмическом режиме и физико-механических характеристик грунта строительных площадок применена Мобильная инженерная станция [1–3], разработанная в Институте механики и сейсмостойкости сооружений АН РУз.

В измерительном комплексе регистрирующие сейсмические датчики устанавливаются в середине здания (отсека), на бетонном полу последнего этажа, если пол или перекрытие деревянные, то на подоконнике несущей стены или на бетонном полу лестницы. В одноэтажных зданиях сейсмодатчики устанавливаются на чердаке на плитах перекрытия, если деревянное перекрытие - на торце несущих стен. Сейсмодатчики устанавливаются во взаимно перпендикулярных направлениях по главным осям объекта для регистрации продольных и поперечных микросейсмических колебаний здания.

Мобильная инженерная станция имеет программное обеспечение, позволяющее регистрировать и обработать записи колебания объекта. В качестве примера на рис.6 приведены небольшие участки записей микросейсмических колебаний здания ДОУ №89 по продольным и поперечным направлениям.

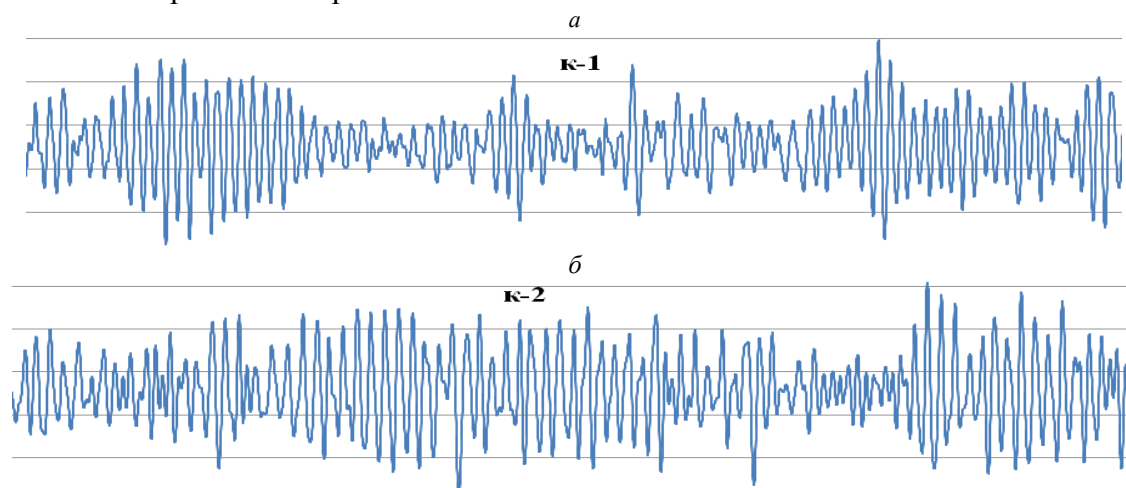


Рис. 6. Микросейсмические продольные (а) и поперечные колебания (б) здания ДОУ №89

По результатам обработки и анализа измерений микросейсмических колебаний зданий ДОУ из полученных инструментальных данных определены периоды и декременты затухания собственных колебаний зданий в поперечном ($T_{\text{поп}}$, $\delta_{\text{поп}}$) и продольном ($T_{\text{про}}$, $\delta_{\text{про}}$) направлениях (табл. 1).

Таблица 1

Периоды и декременты затухания свободных колебаний зданий							
$T_{\text{про}}$, с	$\delta_{\text{про}}$	$T_{\text{поп}}$, с	$\delta_{\text{поп}}$	$T_{\text{про}}$, с	$\delta_{\text{про}}$	$T_{\text{поп}}$, с	$\delta_{\text{поп}}$
ДОУ №103				ДОУ №89			
0.26	0.3	0.15	0.38	0.18	0.3	0.15	0.38
ДОУ №530 – Блоки 1/ 2				ДОУ №76 – корпус 1			
0.30/0.32	0.20/0.17	0.23/0.30	0.38/0.19	0.33	0.14	0.20	0.29

Из приведенных данных видно, что периоды и декременты затухания свободных колебаний зданий ДОУ №103, №89, №530 и №76 в поперечном и продольном направлениях

отличаются в зависимости от объемно-планировочных и конструктивных решений и прочностных параметров элементов конструкции зданий. В продольном направлении период больше и декремент затухания свободных колебаний здания меньше, чем полученные данные в поперечном направлении. Отсюда следует, что строительные конструкции двухэтажных кирпичных зданий дошкольных учреждений в поперечном направлении обладают большей жесткостью, чем в продольном направлении.

Полученные результаты инструментальных измерений будут использованы при проведении экспертизы строительных конструкций и динамических расчетов зданий на сейсмические воздействия.

Механические свойства грунта. Проведены серии экспериментальных исследований по регистрации колебаний грунта строительных площадок ДОУ №103, №89, №530 и №76 в микросейсмическом режиме и при ударе кувалдой по грунту. По результатам инструментальных измерений определены скорости распространения продольных (C_p) и поперечных волн (C_s) в грунте, декремент затухания (α_0) и преобладающая частота (ω_0) колебания грунта, толщина верхнего слоя грунта (H_t) строительной площадки.

По значениям разницы во времени вступления волны по измерительным точкам определяли скорости распространения волн по следующим формулам:

$$C_p = l/\Delta t_p, C_s = l/\Delta t_s, \quad (1)$$

где l – расстояния между пунктами наблюдений; Δt_p и Δt_s – время вступления продольных и поперечных волн.

На основе измеренных данных по формулам [32] вычислены коэффициент Пуассона (μ), модуль деформации (E_c), модуль сдвига (σ_{cd}), модуль объемного сжатия (K), константа Ламе (λ) и акустическая жесткость (G_c) грунта строительной площадки:

$$\mu = (C_p^2 - 2C_s^2) / 2(C_p^2 - C_s^2), E_c = \gamma C_s^2 (3C_p^2 - 4C_s^2) / 2g(C_p^2 - C_s^2), \quad (2)$$

$$\sigma_{cd} = C_s^2 \gamma / g, K = (C_p^2 - \frac{4}{3}C_s^2) \gamma / g, \lambda = (C_p^2 - 2C_s^2) \gamma / g, G_c = C_p \gamma / g. \quad (3)$$

В качестве примера на рис. 7 приведены колебания грунта при серии ударов (а) и разовом ударе кувалдой по грунту строительной площадки.

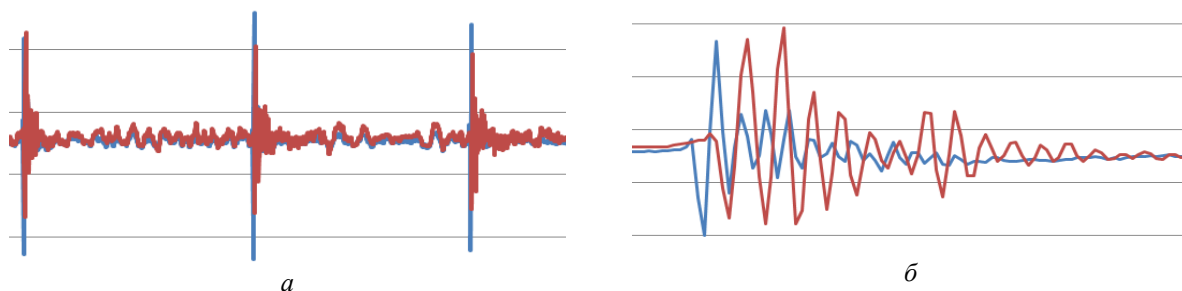


Рис. 7. Записи колебания грунта по измеренным точкам при серии (а) и разовом ударе кувалдой по грунту (б)

Как видно из приведенных в табл.2 данных, строительные площадки дошкольных образовательных учреждений состоят из грунтовых условий, существенно отличающихся по физико-механическим свойствам.

Таблица 2

Измеренные и расчетные данные грунта строительных площадок ДОУ											
Инструментально-измеренные данные					Расчетные данные по формулам (2) – (3)						
C_p , м/с	C_s , м/с	ω_0 , Гц	α_0	H_t , м	μ	E_c , Г/см ²	σ_{cd} , кГ/см ²	K , кГ/см ²	λ , кГ/см ²	G_c , кГ/см ³ ·с	
ДОУ №103											
300	120	3.0	0.26	5.0	0.40	372	264	1300	1124	0.06	
ДОУ №89											
207	101	3.3	0.19	4.0	0.34	252	187	537	412	0.02	
ДОУ №530											
270	105	2.9	0.19	3.7	0.41	286	202	1069	934	0.05	
ДОУ №76											
300	120	3.2	0.16	3.2	0.4	372	264	1300	1124	0.06	

Сейсмичность строительных площадок дошкольных образовательных учреждений следует предварительно отнести к 8–9 – балльной зоне, а грунты – ко второй категории по сейсмическим свойствам.

Толщина верхнего слоя грунтов площадок дошкольных учреждений составляет от 3 до 5 м в зависимости от их места расположения.

Расчет зданий ДООУ. Для достоверной оценки сейсмостойкости зданий ДООУ №103, №89, №530 и №76 проведены расчетные исследования с использованием результатов обмерно-обследовательских работ и инструментально-измеренных данных. Расчеты зданий дошкольных учреждений на сейсмические воздействия выполнены с помощью программного комплекса ЛИРА 9.6.

Для проведения расчетов подготовлены общие данные зданий ДООУ [1–3], характеристики района строительства, чертежи в разрезе и по этажам зданий в плане, данные по зданиям ДООУ для расчета по нормативному документу КМК 2.01.03-19 «Строительство в сейсмических районах», расчетные модели зданий, прочностные и механические характеристики материалов конструкции и проведен сбор нагрузок. При сборе внешних нагрузок получены всего шесть загрузжений, в том числе два сейсмических, соответствующие главным осям зданий по поперечным и продольным направлениям. Поверочный расчет здания выполнен на основное и особое сочетание нагрузок.

На рис. 8 приведены расчетные модели зданий дошкольных образовательных учреждений: *а* – ДООУ №103; *б* – ДООУ №89; *в* – ДООУ №530; *г* – ДООУ №76.

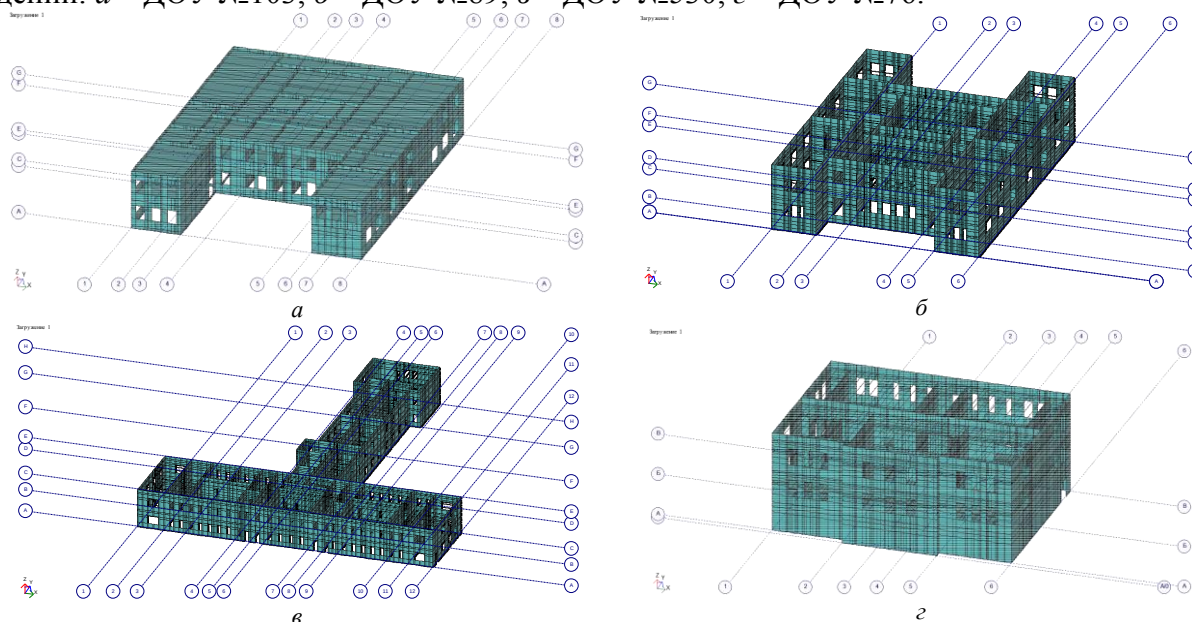


Рис.8. Расчетные модели зданий

Проведен анализ результатов вычислений и определены собственные частоты колебаний, максимальные значения перемещений и напряжений в кладке стен зданий дошкольных учреждений при сейсмической интенсивности воздействия – 8 баллов.

Установлено, что период основного тона собственных колебаний зданий при теоретических расчетах немного больше, чем полученные периоды при измерениях микросейсмических колебаний. Расхождение объясняется тем, что в расчетных схемах при моделировании здания и выборе исходных данных полностью учесть реальные состояния всех элементов конструкций и свойства строительных материалов представляют определенные трудности и во многих случаях принимаются их осредненные параметры. Кроме этого, в режиме микроколебаний динамическая жесткость определяется начальным модулем упругости, который всегда больше расчетного, что влияет на динамические характеристики сооружения.

Максимальные значения перемещений строительной конструкции по главным осям зданий в продольном и поперечном направлениях соответственно равны:

ДОУ №103: $20.3 \text{ мм} < (1/200)l = 35.15 \text{ мм}$; $15.9 \text{ мм} < (1/200)l = 35.75 \text{ мм}$;

ДОУ №89: $30.3 \text{ мм} < (1/200)l = 34 \text{ мм}$; $20.9 \text{ мм} < (1/200)l = 34 \text{ мм}$;

ДОУ №530: $24.9 \text{ мм} < (1/200)l = 37.5 \text{ мм}$; $19.4 \text{ мм} < (1/200)l = 37.5 \text{ мм}$;

ДОУ №76: $42.7 \text{ мм} > (1/200)l = 34.6 \text{ мм}$; $48.6 \text{ мм} > (1/200)l = 34,6 \text{ мм}$.

Из результатов вычислений видно, что максимальные значения перемещений зданий при сейсмических воздействиях интенсивностью 8 баллов не превышают допускаемые значения по нормам КМК 2.01.03-19, кроме ДОУ №76.

Максимальные значения напряжений по неперевязанным швам в кирпичных кладках стен зданий во всех дошкольных образовательных учреждениях превышает в несколько раз допускаемые их значения по нормам.

Закключение и рекомендации. Как показали результаты проведенных исследований, здания дошкольных образовательных учреждений, построенные до применения в практике строительства норм по проектированию зданий и сооружений в сейсмических районах, имеют разные объемно-планировочные и конструктивные решения и построены из разных строительных материалов.

В качестве примера на зданиях дошкольных образовательных учреждений показана сейсмическая уязвимость и возможный сейсмический риск для зданий и сооружений, построенных без требований норм сейсмостойкого строительства. В обследованных зданиях ДОУ не соблюдены принципиальные конструктивные требования норм сейсмостойкого строительства. Не обеспечена пространственная работа конструктивной системы, отсутствуют сейсмические пояса, перекрытия выполнены из деревянных балок, фундаменты из жженого кирпича, здания не разделены на отсеки сейсмическим швом, шаг поперечных стен нерегулярный, армирования стен отсутствуют, размеры проемов и простенков превышают их допустимые размеры и т.п.

В результате обследования зданий ДОУ №21, №172, №67, №4, №100 и №487 выявлены осадки фундаментов несущих стен, многочисленные трещины, повреждения и дефекты. Строительные конструкции зданий в неудовлетворительном состоянии и не отвечают требованиям норм сейсмостойкого строительства. Здания ДОУ не соответствуют требованиям СанПиН для детских дошкольных учреждений по содержанию помещений их планировке, отделочным материалам и пр.

Учитывая физический и моральный износ строительной конструкции, рекомендуется полный демонтаж зданий ДОУ ввиду экономической нецелесообразности реконструкции (усиления).

На основе проведенных обмерно-обследовательских и инструментально-расчетных исследований оценены технические состояния зданий ДОУ №103, №89, №530, №76 и соответствия их строительных конструкций требованиям норм по проектированию зданий и сооружений в сейсмических районах. Определены динамические характеристики зданий и прочностные параметры элементов конструкции, а также механические свойства грунта строительных площадок дошкольных учреждений.

Установлено, что объемно-планировочные и конструктивные решения зданий ДОУ во многом не отвечают предельным параметрам и конструктивным требованиям действующих в республике нормативных документов по сейсмостойкому строительству.

Для дальнейшей нормальной эксплуатации зданий ДОУ №103, №89, №530 и №76 при проведении реконструкции (капитального ремонта) рекомендуется применять конструктивные мероприятия по усилению (восстановлению) строительной конструкции. В качестве конструктивных мероприятий рекомендуется: усиление фундамента; замена деревянных перекрытий на железобетонные монолитные балочные плиты; устройства обвязочных поясов на уровне перекрытий; устройства поперечных стен из железобетонных рам;

обрамление проемов и простенков; армирование стен; армирование стен в местах их сопряжения.

Рекомендуется определить экономическую целесообразность усиления строительных конструкций при разработке сметно-проектных документов реконструкции зданий ДОУ №103, №89, №530, №76 и определить дальнейшие их использования, переназначение объекта для других целей или полный демонтаж зданий в виду экономической нецелесообразности.

Выполнение предложенных конструктивных мероприятий существенно уменьшит ущерб и сейсмический риск при возможных сильных землетрясениях.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Отчет о научно-исследовательской работе: ФА-Атех-2018-(23+65) - «Оценка сейсмостойкости зданий школьных и дошкольных учреждений, построенных в соответствии с требованиями действовавших нормативных документов в период их строительства, и разработка методов расчета сейсмостойкости с учетом их пространственных моделей и комплексной сейсмозащиты». Ташкент: ИМиСС АН РУз, 2018 – 342 с.
- [2] Отчет о научно-исследовательской работе: ФА-Атех-2018-(23+65) - «Оценка сейсмостойкости зданий школьных и дошкольных учреждений, построенных в соответствии с требованиями действовавших нормативных документов в период их строительства, и разработка методов расчета сейсмостойкости с учетом их пространственных моделей и комплексной сейсмозащиты». Ташкент: ИМиСС АН РУз, 2019. – 410 с.
- [3] Отчет о научно-исследовательской работе: ФА-Атех-2018-(23+65) - «Оценка сейсмостойкости зданий школьных и дошкольных учреждений, построенных в соответствии с требованиями действовавших нормативных документов в период их строительства, и разработка методов расчета сейсмостойкости с учетом их пространственных моделей и комплексной сейсмозащиты». Ташкент: ИМиСС АН РУз, 2020. – 321 с.
- [4] ТУ-58-48. Технические условия проектирования зданий и сооружений для сейсмических районов. Министерство строительства предприятий тяжелой индустрии СССР. М: Стройиздат, 1949. Дата начала действия: 30 декабря 1948г.
- [5] ПСП 101-51. Положение по строительству в сейсмических районах. Госстройиздат, 1951. Введен 01.11.1951 г.
- [6] СН-8-57. Нормы и правила строительства в сейсмических районах. Госстройиздат, 1957. Введен 01.11.1957 г.
- [7] СНиП II-A.12-62. Строительство в сейсмических районах. Госстройиздат, 1963. Введен 01.03.1963 г.
- [8] СНиП II-A.12-69. Строительство в сейсмических районах. Госстрой СССР. М.: Стройиздат, 1970. Введен 01.07.1970г.
- [9] СНиП II-7-81. Строительство в сейсмических районах. Госстрой СССР. М.: Стройиздат, 1982. Введен 01.01.1982 г.
- [10] КМК 2.01.03-96. Строительство в сейсмических районах. Госкомархитектстрой РУз. Ташкент: 1996. Введен 01.03.1996 г.
- [11] КМК 2.01.07-96. Нагрузки и воздействия.
- [12] КМК 2.01.03.-96. Строительство в сейсмических районах. Изменение №1, 2006 г.
- [13] КМК 2.01.03.-19. Строительство в сейсмических районах. 2019 г. Минстрой РУз, Ташкент. – 111 с.
- [14] КМК 2.02.01-98. Основания зданий и сооружений.
- [15] КМК 2.03.01-96. Бетонные и железобетонные конструкции.
- [16] КМК 2.03.05-97. Стальные конструкции.
- [17] КМК 2.03.07-98. Каменные и армокаменные конструкции.
- [18] КМК 2.03.11-96. Защита строительных конструкций от коррозии.
- [19] КМК 2.03.10-95. Крыши и кровли.
- [20] КМК 2.08.02-96. Общественные здания и сооружения.
- [21] ШНК 2.01.02-04. Пожарная безопасность зданий и сооружений.
- [22] КМК 3.01.02-00. Техника безопасности в строительстве.
- [23] КМК 3.03.01-98. Несущие и ограждающие конструкции.
- [24] Руководство по определению и оценке прочности бетона в конструкциях зданий и сооружений. М.: Стройиздат, 1979.
- [25] Рекомендации по усилению каменных конструкций зданий и сооружений. М.: Стройиздат, 1984.
- [26] Методические указания по паспортизации жилых домов, общественных и промышленных зданий. Ташкент: Госстрой РУз. 1993
- [27] Положение о проведении планово предупредительного ремонта жилых и общественных зданий. М., 1965.
- [28] Методические рекомендации по инженерному анализу последствий землетрясений. М.: ЦНИИСК. 1981.
- [29] Рекомендации по восстановлению и усилению зданий массовой застройки. М.: ЦНИИСК. 1990.
- [30] Физдель И.А. Дефекты в конструкциях, сооружениях и методы их устранения. М.: Стройиздат, 1987.
- [31] Кутуков В.Н. Реконструкция зданий. М.: “Высшая школа”, 1981.
- [32] Красников Н.Д. Динамические свойства грунтов и методы их определения. Л.: Стройиздат, 1970.

Дата поступления
20.04.2022

Сагдиев Х.С., Ювмитов А.С., Галиаскаров В.А., З.Р.Тешабоев, Собиров З.Ж., Шерниёзов Х.О., Мирзакабиров Б.Н. Зилзилабардоилик қурилиши меъёрий талаблари қўлланилишидан олдин қурилган биноларнинг сейсмик мустаҳкамлигини баҳолаш

Аннотация: Мақолада сейсмик ҳудудларда бино ва иншоотларни лойиҳалаш бўйича меъёрлар қўллангунга қадар қурилган мактабгача таълим муассасалари биноларининг сейсмик мустаҳкамлигини ҳажмий-текишириш ва инструментал-ҳисоблаш тадқиқи натижалари келтирилган.

Калим сўзлар: мактабгача таълим муассасалари бинолари; конструкциялар техник ҳолати; динамик ва мустаҳкамлик характеристикалари; грунтлар механик хусусиятлари; сейсмик кучлар таъсирига ҳисоблаш.

Sagdiev Kh.S., Yuvmitov A.S., Galiaskarov V.A., Teshaboyev Z.R., Sobirov Z.Zh., Sherniyozov H.O., Mirzakabilov B.N. Seismic resistance assessment of buildings built before the requirements of seismic resistant construction regulations applied

Annotation: The article presents the results of measurement-investigative and instrumental-calculation studies of the seismic resistance of buildings of preschool educational institutions built before the application of standards for the design of buildings and structures in seismic areas.

Keywords: buildings of preschool institutions; technical conditions of the structure; dynamic and strength characteristics; mechanical properties of the soil; calculation for seismic loads.

УДК 677.021.152.08.051.163

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ УСТРАНЕНИЯ ДЕФЕКТОВ, ВОЗНИКАЮЩИХ В ОБОРУДОВАНИИ ДЛЯ ОЧИСТКИ ХЛОПКА

Парпиев А., Эргашов М., Кузиев Б.

Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности, Ташкент, Узбекистан

E-mail: bekzod89kuziyev@gmail.com

Аннотация: В статье приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований по установлению причин возникновения и мер устранения скопления хлопка между колковыми барабанами или между колками и поверхностью защитной крышки очистительной машины.

Ключевые слова: хлопок; питатель; траектория движения; барабан; колок; очистительная машина; движение.

Введение. Наблюдения, сделанные на предприятиях, сконцентрированные видеоданные и проведенные лабораторные исследования показали, что определенные дефекты, возникающие в процессе работы хлопкоочистительных машин, вызваны зажатием летучки хлопка между барабанами и верхней стенкой вместе с ними, и это является основной причиной снижения качества и эффективности машины. Замечено, что сжатие летучки хлопка между барабанами и верхней стенкой вместе с ними приводит к тому, что летучки радикально меняют непрерывность своего движения и в некоторых случаях застревают [1–2].

Постановка задач. В используемой очистительной машине летучки перемещаются на середину промежуточного расстояния между первым и вторым барабанами машины (рис.1). Цель этого состоит в том, чтобы гарантировать, что колки первого и второго барабанов, которые вращаются в противоположные стороны относительно вертикальной оси, проходящей через диапазон, эффективно разрыхляют летучки хлопка.

Колки первого барабана, вращающиеся по часовой стрелке в направлении части летучек хлопка, падающих вертикально из питающего валика, приводят их во вращательное движение вдоль усилия на их концах.

Под воздействием колков вращающиеся летучки хлопка через определенный промежуток времени натыкаются на следующие летучки, падающие от питателя, и, перемещаясь вместе с ними, снова опускаются вниз, т.е. летучки не перемещаются в область активной очистки машины.

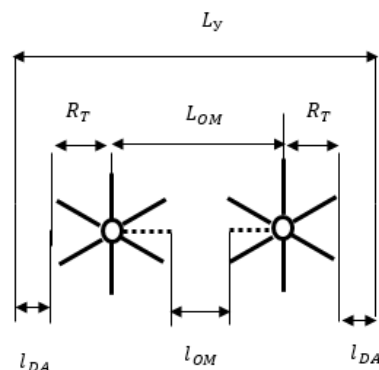


Рис. 1. Питающие валики

Второй барабан останавливает движение летучки хлопка, падающей вертикально вниз из питающего устройства, и начинает вращать его вдоль линии, проделанной на концах колков. Вращающаяся летучка хлопка остановит движение следующей летучки хлопка, падающей вертикально вниз из питающего устройства, и вращается вместе с ним [3–4].

Первый и второй барабаны формируют относительно большие летучки, к которым присоединяются следующие летучки, спускающиеся из питателя, в который поступают летучки хлопка. В результате относительно крупные летучки хлопка начинают сжиматься между вторым барабаном и верхней защитной стенкой и не помещаются между вторым и третьим барабанами. Эти дефекты приводят к снижению качества и эффективности работы машины и даже к остановке работы.

Летучки хлопка, падающие на второй барабан, перемещают третий барабан ударом колки в горизонтальном направлении к верхней части, тем самым не препятствуя движению следующих летучек, падающих с питающего устройства (рис.3). При перемещении защитной стенки вверх удар колки второго барабана расширяет возможность того, что криволинейные движущиеся летучки хлопка под оболочкой достигают верхней части третьего барабана, гарантируя, что летучки не застревают между вторым и третьим барабанами.

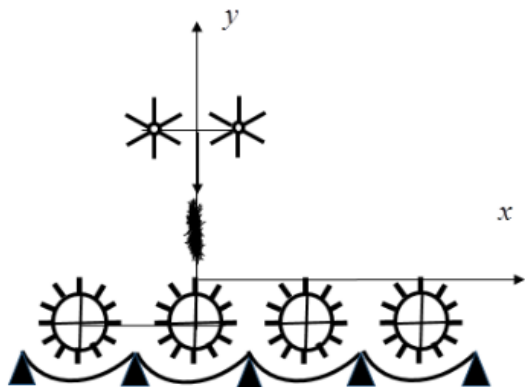


Рис.2. Изображение взаимного расположения питающих валков и колковых барабанов

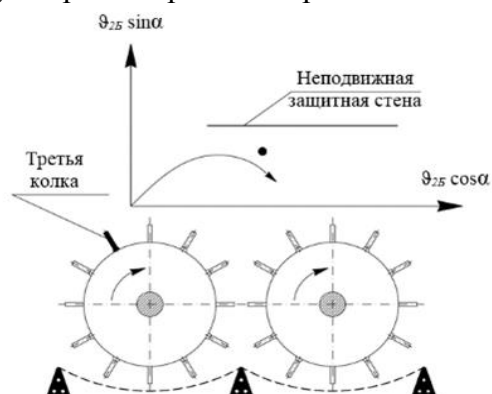


Рис.3. Траектория движения летучек хлопка между первым и вторым барабанами

Оптимальное смещение защитной стенки на 25 мм было обосновано проведенными теоретическими исследованиями и рядом экспериментов. В этом случае криволинейное движение данного куска хлопка в плоскости (x, y) (плоскость поперечного сечения барабана) (рис.3) дифференциальных уравнений первого и второго, второго и третьего, третьего и четвертого барабанов оценивалось с использованием специально сформулированной программы для экспозиции [5].

Определение частных решений. Численные эксперименты проводились при следующих начальных и граничных условиях: пусть летучка хлопка, падающая из питателя, падает вертикально на второй барабан и $y_2=0$ не падает с оси; пусть колки второго барабана движется по криволинейной траектории, ударяясь о летучку хлопка под углом α (рис.3). Не меняя направление движения, прикасаясь к неподвижной стенке во время перемещения, летучка хлопка по криволинейной траектории завершает криволинейное движение под действием колки второго барабана, упав на вертикальную ось, проходящую через центр третьего барабана [6].

Перечислим результаты численных экспериментов, проведенных с целью определения параметров траектории движения при воздействии удара, наносимого колком второго барабана на летучки хлопка, падающей от питателя в вертикальном направлении, основываясь на вышеуказанных требованиях.

Известно, что параметры траектории движения, т.е. выполнение вышеуказанных условий, будут зависеть, прежде всего, от массы летучки хлопка и направления и величины начальной скорости, которая задается в результате удара колки [7].

В таблице приведены результаты конечного числа экспериментов, проведенных в значениях по оценке зависимости траектории движения летучки хлопка от величины $\alpha = 1, 2 - 6^\circ$ и направления скорости удара.

Из анализа результатов численных экспериментов, представленных в таблице, сформулируем следующие выводы:

1. Пусть летучка хлопка упадет на четвертую колку. В этом случае она равна $\alpha=0$. Колка слегка ударяет по летучке хлопка или тянется в направлении собственного вращательного движения. Начальная скорость летучки $v_{x2} = 0$ и $v_{y2} = 0$. Такая траектория движения будет состоять из выпуклой параболы с наибольшим значением $y_2=0$. От начала координаты – от места, где был сделан небольшой удар, летучка хлопка начнет падать вниз, и когда хлопок пройдет некоторое расстояние в горизонтальном направлении $x_2=420$ мм, т.е. задолго до того, как достигнет третьего барабана, он упадет вниз в вертикальном направлении $y_2 = -30.85$ мм. По той же причине условие не дает желаемого результата.

Результаты численных экспериментов

x_2 , мм	α , град						
	0	1	2	3	4	5	6
	y_2 , мм						
100	-1.748	-0.004	1.739	3.484	5.231	6.982	8.736
140	-3.427	-0.986	1.454	3.895	6.340	8.787	11.24
180	-5.666	-2.528	0.608	3.746	6.886	10.02	13.17
220	-8.465	-4.629	-0.796	3.035	6.869	10.70	14.55
260	-11.82	-7.290	-2.762	1.763	6.290	10.82	15.35
300	-15.74	-10.51	-5.288	-0.069	5.149	10.37	15.60
340	-20.21	-14.29	-8.375	-2.463	3.446	9.358	15.27
380	-25.25	-18.63	-12.02	-5.419	1.180	7.780	14.38
420	-30.85	-23.53	-16.23	-8.936	-1.648	5.638	12.92

2. Пусть летучки хлопка достигнут область второго барабана, в то время как четвертая колка поворачивается на угол $\alpha = 1^\circ$ от вертикального положения. В этом случае четвертая колка пройдет там, где упала текущая летучка хлопка, а третья колка нанесет удар. Летучки хлопка от удара третьей колки при вращательном движении $v_{x2} = v_B \cos 1^\circ$, $v_{y2} = v_B \sin 1^\circ$ начинает двигаться по изогнутой траектории с начальной скоростью. Траектория состоит из выпуклой параболы, которая в точке $x_2 \approx 40$ мм достигает своего наибольшего значения $y_2 \approx 0.417$ мм. Летучка хлопка упадет вниз $y_2 \approx -23.53$ мм в вертикальном направлении, когда хлопок достигнет третьего барабана, т.е. когда он пройдет расстояние $x_2=420$ мм в горизонтальном направлении. Следовательно, это условие также не дает желаемого результата.

3. Пусть летучки хлопка достигнут ударной зоны второго барабана с $\alpha = 2^\circ$, оставшемся для достижения третьей колкой вертикального положения. В этом случае летучке хлопка наносится удар, от которого она начнет двигаться по изогнутой траектории с начальной скоростью $v_{x2} = v_B \cos 2^\circ$, $v_{y2} = v_B \sin 2^\circ$. Траектория будет состоять из выпуклой параболы, которая в точке $x_2 \approx 100$ мм от горизонтальной оси достигает своего наибольшего значения $y_2 \approx 1.739$ мм.

Когда летучки хлопка достигают третьего барабана, т.е. когда хлопок проходит некоторое расстояние в горизонтальном направлении $x_2=420$ мм, в вертикальном направлении $y_2 \approx -16.23$ мм будет уменьшено. Эта ситуация может дать желаемый результат [8].

4. Третья колка на летучке хлопка, достигнув углового расстояния $\alpha = 3^\circ$, позволяет нанести удар, от которого будет двигаться с начальной скоростью $v_{x2} = v_B \cos 3^\circ$, $v_{y2} = v_B \sin 3^\circ$. Траектория в этом случае представляет собой выпуклую параболу, которая в точке $x_2 \approx 140$ мм от горизонтальной оси достигает своего наибольшего значения $y_2 \approx 3.895$ мм.

Когда летучка хлопка проходит расстояние $x_2 \approx 420$ мм в горизонтальном направлении, $y_2 \approx -8.936$ мм в вертикальном направлении падает вниз, и это положение также может дать желаемый результат.

5. Пусть удар будет нанесен с расстояния третьего угла колки $\alpha = 4^\circ$. Траектория в этом случае представляет собой выпуклую параболу, которая в точке $x_2 \approx 200$ мм от горизонтальной оси достигает своего наибольшего значения $y_2 \approx 6.948$ мм. Когда летучка хлопка проходит расстояние $x_2 = 420$ мм в горизонтальном направлении, $y_2 = -1.648$ мм в вертикальном направлении падает вниз, и это положение также дает желаемый результат.

6. Пусть на летучку хлопка будет нанесен удар с расстояния под углом колка $\alpha = 5^\circ$. В этом случае траектория будет состоять из выпуклой параболы, наибольшее значение которой в точке $x_2 \approx 240$ мм от горизонтальной оси достигнет значения $y_2 \approx 10.83$ мм. Когда летучки хлопка проходят расстояние $x_2 = 420$ мм в горизонтальном направлении, $y_2 = 5.638$ мм в вертикальном направлении будет падать вертикально, и третий барабан не достигнет оси вращения. Численные эксперименты, проведенные с этой целью, показали, что для того, чтобы летучки хлопка двигались по траектории, подчиненной заявленным требованиям, хлопок необходимо ударить под углом $\alpha = 5^\circ$ третьим колышком вокруг вертикальной оси (см. таблицу).

Закключение. Проведенные теоретические исследования, результаты экспериментальных испытаний на научных лабораторных приборах и производственных предприятиях показали радикальное уменьшение вышеупомянутых дефектов, если центр подачи его механизма смещен вправо и фрагменты размещены так, чтобы они попадали на второй барабан, а машина дополнительно была отодвинута от конца колки.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Шарахмедова М. Д.* Пахтани майда ифлосликлардан тозалагичларни ишчи элементларини такомиллаштириш асосида тозалаш самарадорлигини ошириш/ Техника фанлари бўйича фалсафа доктори (PhD) диссертацияси автореферати. Тошкент: ТТЕСИ, 2022.
- [2] *Парпиев А., Шарахмедова М., Кўполова Ю., Хусанова Н.* Пахта толасини сифатини оширишни баъзи масалалари // ФарПИ илмий техника журналы. 2018. №3. Б. 36-41.
- [3] *Парпиев А., Эргашов М., Шарахмедова М.* Пахта тузилма таркибини характерловчи кўрсаткичлар тахлили // “Тўқимачилик муаммолари” илмий техникавий журналы. 2020, №2. Б. 4 – 9.
- [4] *Парпиев А., Эргашов М., Шарахмедова М.* Пахтани титиш ва тозалаш машинаси ишидаги нуқсонларни келиб чиқиш омилларини аниқлаш ва баҳолаш назариясини такомиллаштириш // “Тўқимачилик муаммолари” илмий-техникавий журналы. 2020. №2. Б. 16 – 26.
- [5] *Парпиев А., Шарахмедова М., Хусанова Н., Кўполова Ю.* Пахта тозалаш корхоналарида пахтани технологик жараёнларга тайёрлаш ҳолатини тахлили//“Тўқимачилик муаммолари” илмий техникавий журналы. 2018. №2. Б.9-12.
- [6] *Шарахмедова М.Д.* Improving cleaning efficiency based on improving cotton transmission // “Тўқимачилик муаммолари” илмий-техникавий журналы. 2020. №2. Б. 32 – 39.
- [7] *Мирошниченко Г.И.* Основы проектирования машин первичной обработки хлопка. М.: Машиностроение, 1972. С. 272–273.
- [8] *Лугачев А.Е.* Исследование основных элементов очистителей хлопка- сырца с целью повышения качественных показателей процесса: Дис.... канд. техн. наук. Ташкент, 1981. С. 77–78.

Дата поступления
17.10.2022

Парпиев А., Эргашов М., Кузиев Б. Пахта тозалаш ускуналарида юзага келадиган камчиликларни бартараф этишининг назарий тахлили

Аннотация: Мақолада пахта бўлакларини барабанлар орасида ёки барабанлар ва машинанинг химоя девори оралиқларида тўқилиб, бўлакларни ҳаракати кўзланган троектирия бўйлаб амалга ошимаслигининг сабаблари ва уларни бартараф этиш чораларини белгилаш мақсадида олиб борилган назарий ва тажриба-синов натижалари келтирилган.

Калим сўзлар: пахта; таминлагич; ҳаракат троекторияси; барабан; қозиқча; тозалаш машинаси; ҳаракат.

Parpiyev A., Ergashov M., Kuziyev B. The oretical substantiation of the elimination of defects arising in the equipment for cotton cleaning

Annotation: The article presents the results of theoretical and experimental studies to establish the causes of occurrence and measures to eliminate the accumulation of cotton between the drums or between the pegs and the surface of the protective cover of the cleaning machine.

Keywords: cotton; feeder; movement trajectory; drum, pegs; cleaning machine; traffic.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АНОМАЛЬНОГО ПЕРЕНОСА ВЕЩЕСТВА ВО ФРАКТАЛЬНОЙ СРЕДЕ С ПОМОЩЬЮ ДРОБНОГО ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО УРАВНЕНИЯ

Хужаёров Б.Х., Холлиев Ф.Б.

Самаркандский государственный университет, Самарканд, Узбекистан

E-mail: b.khuzhayorov@mail.ru; surxon88@bk.ru

Аннотация: Показано, что процесс аномального переноса вещества в пористой среде моделируется дифференциальными уравнениями с дробной производной. Поставлена и численно решена задача переноса вещества в двухзонной пористой среде, состоящей из макро- и микропор. Определены профили изменения концентраций взвешенных частиц в макропоре и микропоре. Оценено влияние порядка производной по координате и времени, т.е. фрактальной размерности среды, на характеристики переноса вещества в обеих зонах.

Ключевые слова: аномальный перенос; дробная производная; диффузия вещества; пористая среда; фильтрация.

Введение. Сложные траектории частиц жидкости и вещества в агрегатах, трещинах и пористых блоках вызывают аномальный перенос, и обычное уравнение конвективного переноса не может адекватно описать аномальный перенос. Поэтому такие среды можно назвать фрактальными средами. В последнее время значительно усилился интерес исследователей к аномальному переносу веществ. В первую очередь, это продиктовано актуальностью проблемы с точки зрения приложений в различных отраслях промышленности и техники. С другой стороны, есть много нерешенных теоретических вопросов, в частности, не до конца выяснен вопрос влияния аномального характера переноса на гидродинамические показатели [1, 2]. Математические модели широко используются при проектировании и анализе процессов переноса вещества в пористых средах [3, 4]. Если пористая среда неоднородна (на микро- и макроуровне), процесс переноса вещества может быть аномальным, т. е. перенос вещества не подчиняется закону Фика [5–7]. В большинстве случаев неоднородная среда имеет фрактальную размерность, и закон Фика также записывается в виде дробной производной, зависящей от фрактальной размерности среды. Это подтверждает, что процесс переноса вещества протекает аномально. Уравнения массопереноса на основе закона Фика с дробными производными имеют вид дифференциальных уравнений с дробными производными [8–12]. Такие уравнения еще недостаточно изучены. Уравнения изучены лишь в некоторых простых случаях. Решение уравнений дробных производных методом конечных разностей также имеет свои трудности [13, 14].

Породы многих нефтяных месторождений, как правило, являются неоднородными как в микроскопическом, так и макроскопическом масштабе. Типичным примером неоднородных пористых сред являются агрегированные и трещиновато-пористые среды [15–17].

Уравнения переноса вещества во фракталах впервые были предложены в [18]. В трещиновато-пористых средах уравнения переноса были проанализированы в [20–21]. Показано, что порядок дробной производной в уравнениях зависит от фрактальной размерности среды.

В данной статье изучается процесс аномального переноса веществ в неоднородной, двухзонной среде, где происходит массообмен между зонами. В зоне с неподвижной жидкостью процесс переноса описывается кинетическим уравнением, где в отличие от других известных работ учитывается аномальность процесса. В зоне с подвижной жидкостью используется конвективно-диффузионное уравнение с учетом аномальности диффузионного процесса. Поставлена и численно решена задача переноса веществ в одномерной полубесконечной среде. Оценено влияние аномальности диффузионного

переноса и кинетики массопереноса в зоне с неподвижной жидкостью на характеристики переноса.

Постановка задачи. Среда состоит из двух зон: мобильной, т.е. пористая среда, где жидкость мобильна, и неподвижной, где жидкость неподвижна, но происходит диффузионный перенос вещества.

Уравнения переноса вещества имеют следующий вид:

$$\theta_m \frac{\partial c_m}{\partial t} + \gamma \theta_{im} \frac{\partial^\alpha c_{im}}{\partial t^\alpha} = \theta_m D_m \frac{\partial^\beta c_m}{\partial x^\beta} - v_m \theta_m \frac{\partial c_m}{\partial x}, \quad (1)$$

$$\gamma \theta_{im} \frac{\partial^\alpha c_{im}}{\partial t^\alpha} = \omega (c_m - c_{im}), \quad (2)$$

где θ_m, θ_{im} – пористости; c_m, c_{im} – объемные концентрации вещества; v_m – осредненная скорость движения раствора; γ – коэффициент переноса массы, $[\gamma] = T^{\alpha-1}$, $[\omega] = T^{-1}$ – индекс m , относящийся мобильной, а im – к неподвижной зоне с жидкостью.

Начальные и граничные условия имеют вид:

$$c_m(0, x) = 0, \quad c_{im}(0, x) = 0, \quad (3)$$

$$c_m(t, 0) = c_0, \quad c_m(t, \infty) = 0. \quad (4)$$

Порядки дробных производных α и β изменяются в следующих диапазонах: $0 < \alpha \leq 1$, $1 < \beta \leq 2$ [22].

Разностная задача. Для численного решения задач (1)–(4) применяем метод конечных разностей [23].

В области $\Omega = \{0 \leq x \leq \infty, 0 \leq t \leq T\}$ введем равномерную сетку $\omega_{ht} = \{(x_i, t_j), x_i = ih, i = 0, 1, \dots, N, h = L/N, t_j = j\tau, j = 0, 1, \dots, M, \tau = T/M\}$, где h – шаг сетки по координату x ; τ – шаг сетки по времени t ; L – характерная длина пористой среды.

Для аппроксимации дробных производных по времени используем следующие соотношения [24–25].

Разностная аппроксимация уравнения (1) имеет вид

$$\begin{aligned} & \theta_m \frac{(c_m)_i^{j+1} - (c_m)_i^j}{\tau} + \frac{\gamma \theta_{im}}{\Gamma(2-\alpha)\tau^\alpha} \left[\sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}) \right] + \\ & + \frac{\gamma \theta_{im}}{\Gamma(2-\alpha)\tau^\alpha} ((c_{im})_i^{j+1} - (c_{im})_i^j) = \frac{\theta_m D_m}{\Gamma(3-\beta) * h^\beta} \cdot \left(\sum_{l=0}^{i-1} ((c_m)_{i-(l+1)}^j - 2(c_m)_{i-l}^j + (c_m)_{i-(l-1)}^j) \right) \times \\ & \times ((l+1)^{2-\beta} - l^{2-\beta}) - v_m \theta_m \frac{(c_m)_{i+1}^j - (c_m)_{i-1}^j}{2h}. \end{aligned} \quad (5)$$

Разностная аппроксимация уравнения кинетики (2) имеет вид

$$\gamma \theta_{im} \left(\frac{1}{\Gamma(2-\alpha)\tau^\alpha} \left[\sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}) \right] + ((c_{im})_i^{j+1} - (c_{im})_i^j) \right) = \omega ((c_m)_i^j - (c_{im})_i^{j+1}). \quad (6)$$

Начальные и граничные условия аппроксимируются следующим образом

$$(c_m)_i^0 = 0, \quad (c_{im})_i^0 = 0, \quad (7)$$

$$(c_m)_0^j = 0, \quad (c_m)_N^j = 0. \quad (8)$$

Разностное уравнение (5) после некоторых преобразований принимает следующий вид:

$$\begin{aligned} & \theta_m \frac{(c_m)_i^{j+1} - (c_m)_i^j}{\tau} + \frac{\gamma \theta_{im}}{\Gamma(2-\alpha)\tau^\alpha} \left[\sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}) \right] + \\ & + \frac{\gamma \theta_{im}}{\Gamma(2-\alpha)\tau^\alpha} ((c_{im})_i^{j+1} - (c_{im})_i^j) = \frac{\theta_m D_m}{\Gamma(3-\beta) * h^\beta} \cdot \left(\sum_{l=0}^{i-1} ((c_m)_{i-(l+1)}^j - 2(c_m)_{i-l}^j + (c_m)_{i-(l-1)}^j) \right) \times \\ & \times ((l+1)^{2-\beta} - l^{2-\beta}) - v_m \theta_m \frac{(c_m)_{i+1}^j - (c_m)_{i-1}^j}{2h}, \end{aligned}$$

$$(c_m)_i^{j+1} = \frac{\tau D_m}{\Gamma(3-\beta) * h^\beta} \left(\sum_{l=0}^{j-1} ((c_m)_{i-(l+1)}^j - 2(c_m)_{i-l}^j + (c_m)_{i-(l-1)}^j) \right) \cdot ((l+1)^{2-\beta} - (l)^{2-\beta}) - \tau v_m \frac{(c_m)_{i+1}^j - (c_m)_{i-1}^j}{2h} - \frac{\gamma \tau \theta_{im}}{\theta_m \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha} \sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}) + ((c_{im})_i^{j+1} - (c_{im})_i^j) + (c_m)_i^j.$$

После некоторых простых видоизменений разностное уравнение кинетики (6) приобретает вид:

$$\begin{aligned} \sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}) + ((c_{im})_i^{j+1} - (c_{im})_i^j) &= \frac{\Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}} \omega ((c_m)_i^j - (c_{im})_i^{j+1}), \\ (c_{im})_i^{j+1} + \frac{\omega \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}} (c_{im})_i^{j+1} &= \frac{\omega \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}} (c_m)_i^j + (c_{im})_i^j - \sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}), \\ (c_{im})_i^{j+1} (1 + \frac{\omega \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}}) &= \frac{\omega \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}} (c_m)_i^j + (c_{im})_i^j - \sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}), \\ (c_{im})_i^{j+1} &= ((c_{im})_i^j - \sum_{l=0}^{j-1} ((c_{im})_i^{l+1} - (c_{im})_i^l) ((j-l+1)^{1-\alpha} - (j-l)^{1-\alpha}) + \frac{\omega \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}} (c_m)_i^j) / (1 + \frac{\omega \Gamma(2-\alpha) \tau^\alpha}{\gamma \theta_{im}}). \end{aligned}$$

Результаты численных расчетов. На основе численного решения задачи (1) – (4) проведены расчеты с использованием следующих значений исходных данных: $\tau=1$, $h=0.1$, $\theta_m=0.4 \text{ м}^3/\text{м}^3$, $\theta_{im}=0.1 \text{ м}^3/\text{м}^3$.

Некоторые результаты численных расчетов показаны на рис. 1 и 2.

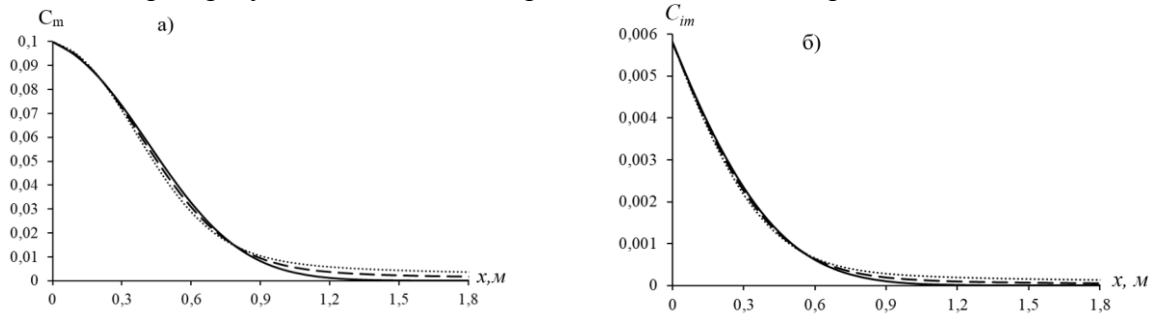


Рис. 1. Профили изменения концентрации c_m (а), c_{im} (б) при $v_m=10^{-4} \text{ м/с}$, $D_m=10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$, $t=3600 \text{ с}$, $\omega=10^{-6} 1/\text{с}$, $\gamma=0.6$, $\alpha=1$: $\beta=1.6$ – точечная линия, $\beta=1.8$ – пунктирная, $\beta=2$ – сплошная линия

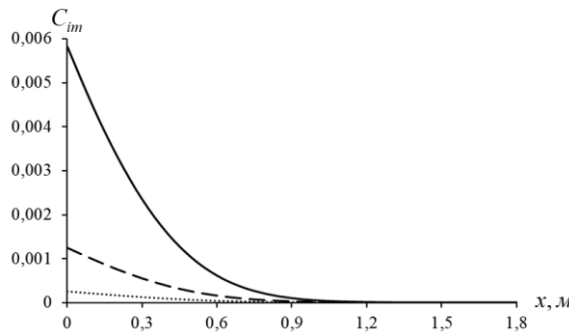


Рис. 2. Профили изменения концентрации c_{im} при $v_m=10^{-4} \text{ м/с}$, $D_m=10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$, $t=3600 \text{ с}$, $\omega=10^{-6} 1/\text{с}$, $\gamma=0.6$, $\beta=2$: $\alpha=0.6$ – точечная линия, $\alpha=0.8$ – пунктирная, $\alpha=1$ – сплошная линия

Как видно из рис. 1, уменьшение порядка производной β от двойки приведет к более размытому распределению поля концентрации c_m . Это соответствует случаю «быстрой диффузии». Такое распределение концентрации в макропоре отражается и на распределений в микропоре (рис. 1, б). На рис. 2 приведены результаты при уменьшении α от 1. Это приводит к замедлению распространения вещества в зоне c_{im} (рис. 2).

Закключение. В статье поставлена и численно решена задача об аномальном переносе вещества в пористых средах с фрактальной структурой, состоящей из двух зон с подвижной и неподвижной жидкостью. Математическая модель состоит из уравнения конвекции-диффузии в зоне с подвижной жидкостью и кинетики в зоне с неподвижной жидкостью. Аномальность переноса в обоих уравнениях учитывается дробными производными от соответствующих концентраций по времени. Дробные производные понимаются по определению Капуто. Проведенный численный анализ показывает, что аномальность процесса значительно влияет на характеристику переноса вещества в обеих зонах среды, т.е. как в микро-, так и в макропоре. Аномальность переноса характеризуется порядком производной в диффузионных членах уравнений переноса в макропоре и микропоре.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Chen J.Sh., Chen J.T., Chen W.L., Liang Ch.P., Lin Ch.W.* Analytical solutions to two-dimensional advection–dispersion equation in cylindrical coordinates in finite domain subject to first- and third-type inlet boundary conditions // *Journal of Hydrology* 405. 2011. P. 522–531.
- [2] *Chen J.Sh., Chen J.T., Chen W.L., Liang Ch.P., Lin Ch.W.* Exact analytical solutions for two-dimensional advection–dispersion equation in cylindrical coordinates subject to third-type inlet boundary condition // *Advances in Water Res.* Vol. 34. 2011. P. 365–374.
- [3] *Хужаёров Б.Х.* Фильтрация неоднородных жидкостей в пористых средах. Ташкент: Фан, 2012. – 280 с.
- [4] *Хужаёров Б.Х., Махмудов Ж.М.* Математические модели фильтрации неоднородных жидкостей в пористых средах. Ташкент: Фан, 2014. – 280 с.
- [5] *Корчагина А.Н., Мерзиевский Л.А.* Численное моделирование диффузионных процессов в фрактальных средах // *Учёные записки ЗабГУ*, 2013. №3(50). С. 53–59.
- [6] *Hassanizadeh S.M.* On the transient non-Fickian dispersion theory // *transport in Porous Media*. 1996. №23. P. 107–124.
- [7] *Klages R., Radons G., Sokolov I.M.* (Ed.) *Anomalous Transport: Foundation and Applications* // WILEY-VCH. 2008.
- [8] *Baeumer B., Meerschaert M.M.* Stochastic solutions for fractional Cauchy problems // *Frac.Calc.Appl.Anal.* 2001. №4. P. 481–500.
- [9] *Baeumer B., Meerschaert M.M., Benson D.A., Wheatcraft S.W.* Subordinated advection–dispersion equation for contaminant transport // *Water Resour.Res.* 2001. №37. P. 1543–1550.
- [10] *Barkai E., Metzler R., Klafter J.* From continuous time random walks to the fractional Fokker–Planck equation // *Phys.Rev.E* 2000. №61. P. 132–138.
- [11] *Benson D., Wheatcraft S., Meerschaert M.* Application of a fractional advection–dispersion equation // *Water Resour. Res.* 2000. №36. P. 1403–1412.
- [12] *Хужаёров Б.Х., Усмонов А.И.* Перенос вещества в пористых цилиндрических средах с фрактальной структурой // *Узбекский журнал Проблемы механики*. 2019. №3. С. 39–44.
- [13] *Meerschaert M.M., Tadjeran C.* Finite difference approximations for fractional advection-dispersion flow equations // *Journal of Computational and Applied Mathematics*. 2004. №172. P. 65–77.
- [14] *Liu F., Zhuang P., Anh V., Turner I., Burrage K.* Stability and convergence of the difference methods for the space-time fractional advection-diffusion equation // *Applied Mathematics and Computation*. 2007. №191. P. 12–20.
- [15] *Van Genuchten M. Th. and Wagenet R. J.* Two-Site/Two-Region Models for Pesticide Transport and Degradation: Theoretical Development and Analytical Solutions // *Soil science society of American journal*. Vol. 53. September-October. 1989.
- [16] *Van Genuchten M.Th., Werenga P.J.* Mass Transfer Studies in Sorbing Porous Media: II. Experimental Evaluation with Tritium (H₂O) // *Soil Sci. Soc. American J.* Vol. 41. 1977. P. 272–278.
- [17] *Pravesh Kumar Sharma, Sanjay Kumar Shukla.* Modeling for solute transport in mobile–immobile soil column experiment // *ISH Journal of Hydraulic Engineering*. March, 2016.
- [18] *Nigmatullin R.R.* The realization of the generalized transfer equation in a medium with fractal geometry // *Phys. Stat. Sol. (b)*. 133. 1986. P. 425–430.
- [19] *Fomin S., Chugunov V., Hashida T.* Application of Fractional Differential Equations for Modeling the Anomalous Diffusion of Contaminant from Fracture into Porous Rock Matrix with Bordering Alteration Zone // *Transport in Porous Media*. 81. 2010. P. 187–205.
- [20] *Fomin S., Chugunov V., Hashida T.* Mathematical modeling of anomalous diffusion in porous media // *Fractional Differential Calculus*. Vol 1. N. 1. 2011. P. 1–28.
- [21] *Fomin S., Chugunov V., Hashida T.* The effect of non-Fickian diffusion into surrounding rocks on contaminant transport in fractured porous aquifer // *Proceedings of Royal Society A* 461, 2005. P. 2923–2939.
- [22] *Самарский А.А.* Теория разностных схем. М.: Наука, 1989. – 616 с.
- [23] *Xia Yuan, Jichun Wu, Luying Zhou.* Numerical solution of time-space fractional advection-dispersion equations // *Vol. 9.* 2009. №2. P.117–126.
- [24] *Khuzhayorov B., Usmonov A., Nik Long N.M.A., Fayziev B.* Anomalous solute transport in a cylindrical two-zone medium with fractal structure // *Applied Sciences (Switzerland)*, 2020. 10(15), 5349. DOI:10.3390/app10155349.
- [25] *Li G.S., Sun C.L., Jia X.Z., Du D.H.* Numerical solution to the multi-term time fractional diffusion equation in a finite domain // *Number. Math. Theor.-Meth. Appl.* 2016. №9. P. 337–357.

Дата поступления
03.12.2022

Хужаёров Б.Х., Холлиев Ф.Б. Фрактал муҳитда каср тартибли дифференциал тенглама ёрдамида аномал модда кўчиши жараёнини сонли моделилаштириш

Аннотация: Ҳовак муҳитда модданинг аномал кўчиши жараёни каср тартибли дифференциал тенгламалар билан моделилаштирилган. Макро ва микроговаклардан ташкил топган икки зонали ҳовак муҳитда модда кўчиши масаласи қўйилган ва сонли ечилган. Макро ва микропорда муаллақ заррачалар концентрациясининг ўзгариши профиллари аниқланган. Координата ва вақт бўйича каср ҳосила тартибининг таъсирида фрактал ўлчамли муҳитнинг иккала зонадаги модда кўчиши хусусиятлари баҳоланади.

Калим сўзлар: аномальный кўчиши; каср ҳосила; моддалар диффузияси; ҳовак муҳит; фильтрация.

Khujayorov B.Kh., Kholliiev F.B. Numerical modeling of the process of anomalous solute transport in a fractal medium using a fractional differential equation

Abstract: The process of anomalous solute transport in a porous medium is modeled by differential equations with a fractional derivative. The problem of solute transport in a two-zone porous medium consisting of macro- and micropores is posed and numerically solved. The profiles of changes in the concentrations of suspended particles in the macropore and micropore were determined. The influence of the order of the derivative with respect to the coordinate and time is estimated, i.e. fractal dimension of the medium, on the characteristics of the solute transport in both zones.

Keywords: anomalous transfer; fractional derivative; diffusion of matter; porous medium; filtration.

УДК 532

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТОКА С ОБРАТНЫМ УСТУПОМ ПРИ ПОМОЩИ МОДЕЛИ ТУРБУЛЕНТНОСТИ

Назаров Ф.Х.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т.Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан

E-mail: farruxnazar@mail.ru

Аннотация: Показано, что поток с обратным уступом можно наблюдать при обтекании профиля, спойлера, в двигателях внутреннего сгорания, конденсаторах, в системах теплопередачи, при обтекании зданий и т.д. Обосновано, что такие потоки характеризуются отрывом, рециркуляцией, повторным присоединением, усилением турбулентности и т.д. Учитывая важность потока с обратным уступом как в теоретическом, так и в инженерном аспектах, эта статья сосредоточена на обзорном исследовании с исторической точки зрения. В этом исследовании обобщаются и классифицируются основные модели и законы течения. Показано, что размер шага (коэффициент расширения воздуховода) определяет основной процесс рециркуляции и повторного присоединения. Обзор также дополнен обобщениями математических моделей, обсуждаются эффекты теплопередачи. Рассмотрены также тенденции и перспективы в исследованиях потока с обратным уступом.

Ключевые слова: уравнения Навье–Стокса; модель k-ε; модель Спаларта-Алларса; обратный уступом; метод контрольного объема; турбулентная вязкость; пакет программ Matlab.

Введение. Отрыв потока – одна из классических тем гидродинамики, которая стала ключевой задачей во внешних течениях и тесно связана с аэродинамическим проектированием транспортных средств, механики и других движущихся тел [1–2]. Проблема отрывных потоков имеет также значение при химическом перемешивании, охлаждении аэродинамического профиля и в строительстве [3]. Классическим примером для отрывных потоков может служить течение в канале с обратным уступом. Данная задача в области моделирования турбулентного потока известна как Backward-Facing Step (поток с обратным уступом) и, вот уже больше полувека привлекает внимание многих исследователей. В последние годы в данном направлении проведены несколько систематических исследований с использованием как эксперимента, так и численного анализа [4–6]. В последние годы также можно найти междисциплинарные исследовательские работы, которые больше связаны с приложениями и распространяются на различные аспекты нашей повседневной жизни. Эволюция свободного сдвигового слоя является доминирующим фактором для процесса разделения потока. Согласно Брауну и Рошко [7], сдвиговой слой определяет структуру процессов разделения и соединения потоков. Затем Бернал и Рошко [8] сообщили о трехмерной структуре и ее расширениях после разделения, которые управляют последующей эволюцией структуры потока. Среди них отрывной поток во внешнем и внутреннем потоках демонстрирует различное поведение из-за ограничения стен. Например, авторы провели серию исследований со сжимаемыми эффектами естественной конвекции с отрывом граничного потока при высоких Re ($\sim 10^6$) [9], а также с макромасштабными эффектами под ограничивающими

стенками, относящимися к классической теории Рошко и др. [7,8]. Такие изменения поверхностного давления и местоположение отрыва зависят от чисел Рейнольдса и входных условий потока [10]. Целью настоящей статьи является демонстрация возможностей пакета программ *Matlab* и сопоставление различных современных моделей турбулентности для потока с отрывом за обратным уступом.

Физическая и математическая постановка задачи. Рассматривается двумерный турбулентный поток с обратным уступом. Физическая картина анализируемого течения и конфигурация расчетной области представлены на рис. 1.

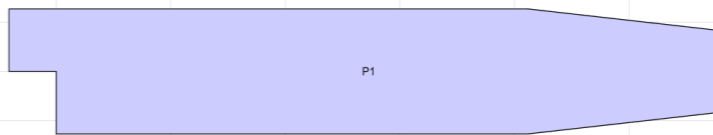


Рис. 1. Схема потока с обратным уступом

Для исследования стационарного движения жидкости в работе использованы модели турбулентности $k-\varepsilon$ и SA. Для получения стационарного решения поставленной задачи использован метод установления, для чего решается нестационарная задача, решение которой при достаточно большом времени стремится к стационарному решению. Для математического моделирования плоского турбулентного потока используем уравнения Навье-Стокса, осредненные по Рейнольдсу. Для решения плоской задачи течения за обратным уступом удобной системой координат является декартовая система. Систему уравнений турбулентного потока запишем в следующем виде:

$$\begin{cases} \frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} = 0, \\ \frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\text{Re}} + \nu_t \frac{\partial U}{\partial y} \right), \\ \frac{\partial V}{\partial t} + U \frac{\partial V}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial y} + \frac{\partial p}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\text{Re}} + \nu_t \frac{\partial V}{\partial y} \right). \end{cases} \quad (1)$$

Здесь U , V – соответственно продольная и поперечная составляющие вектора скорости потока; p – гидростатическое давление; ν_t – коэффициент турбулентной вязкости.

Система уравнений (1) является незамкнутой и все RANS модели направлены на поиск неизвестного коэффициента турбулентной вязкости. Для определения коэффициента турбулентной вязкости в первом случае используется $k-\varepsilon$ модель [11]. Данная модель является двухпараметрической и состоит из следующей системы уравнений:

$$\begin{cases} \frac{\partial k}{\partial t} + U \frac{\partial k}{\partial x} + V \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\nu_s}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial y} \right) + G - \varepsilon, \\ \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + U \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} + V \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\nu_s}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right) + c_1 f_1 \frac{\varepsilon}{k} G - c_2 f_2 \frac{\varepsilon^2}{k}, \\ \nu_s = \nu + \nu_t, \quad \nu_t = c_\mu f_\mu k^2 / \varepsilon. \end{cases} \quad (2)$$

Во втором случае используется модель турбулентности SA, которая имеет вид [12]

$$\frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial t} + U \frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial x} + V \frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial y} = (P_w - D_w) + \frac{1}{\sigma} \left[\frac{\partial}{\partial y} \left((\nu + \tilde{\nu}) \frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial y} \right) + C_{\sigma 2} \left(\frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial y} \right)^2 \right], \quad \nu_t = \tilde{\nu} f_{v1}. \quad (4)$$

Эмпирические постоянные в этих моделях подробно представлены в работах [11,12].

Реализация приведенных систем уравнений проводилась с помощью пакета программ *Matlab*.

Расчётная сетка. В вычислительной гидродинамике

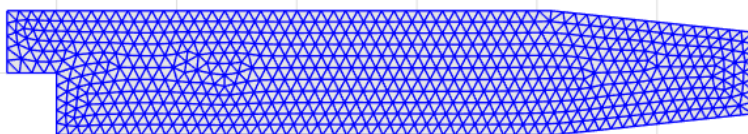


Рис. 2. Измельчение сетки у стенки с обратным уступом

чрезвычайно важно, чтобы моделирование правильно представляло реальные потоки. Численное моделирование имеет различные преимущества перед экспериментами [12–15]. Основной из них заключается в том, что параметры могут быть легко изменены и быстрые результаты возможны при меньших затратах. В этом исследовании были использованы пирамидальные расчетные ячейки (рис. 2.).

Результаты расчетов и их обсуждение. На рис. 3–5 сравниваются результаты, полученные с помощью турбулентных моделей $k-\varepsilon$ и Спаларт-Алмареса. На рис.3,*а* и *б* приведены направления скоростей потока.

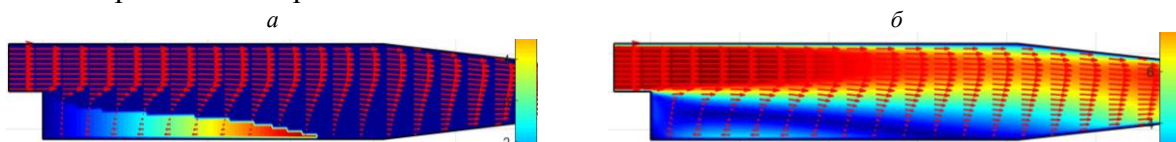


Рис 3. Поле скоростей

На рис.4,*а* и *б* приведены линии тока.

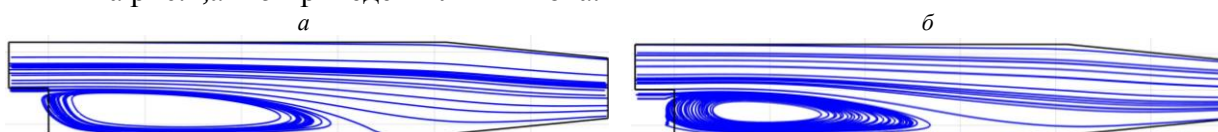


Рис 4. Линии тока

На рис.5 приведены значения турбулентной вязкости при расчете на основе моделей $k-\varepsilon$ (*а*) и Спаларта-Алмареса (*б*).

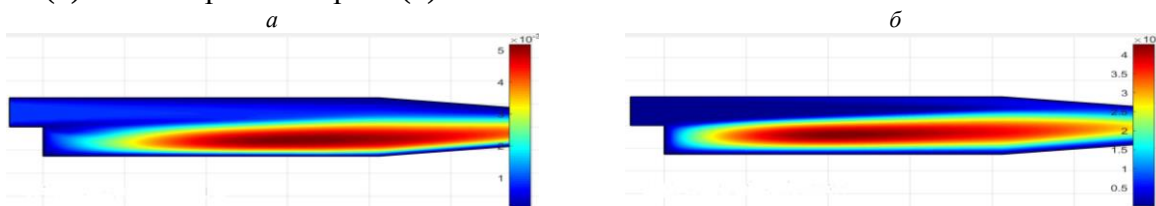


Рис 5. Значения турбулентной вязкости

Профили скорости в сечениях $x=0.05$ и $x=0.1$ представлены на рис. 6 и 7.

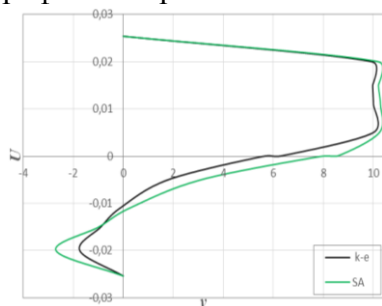


Рис. 6. Профиль скорости в сечении $x=0.05$

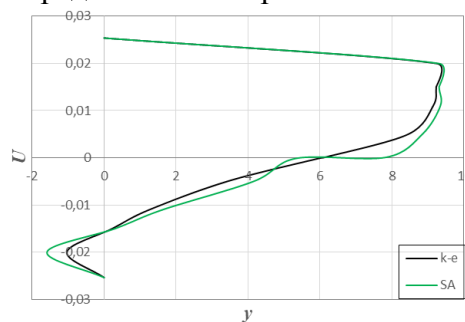


Рис. 7. Профиль скорости в сечении $x=0.1$

Выводы. В статье представлены численные результаты несжимаемой жидкости в коротком плоском канале с обратным уступом применением пакета программ *Matlab*. Для моделирования турбулентности были использованы модели $k-\varepsilon$ и SA (Спаларт-Алмарес). Получены результаты для профиля и изолинии скорости, а также картина значений для турбулентной вязкости. Показано, что обе модели дают примерно одинаковые результаты, имеют хорошие сходимости и устойчивость. Таким образом, можно заключить, что пакет программ *Matlab* является современным и хорошим инструментом для исследования отрывных турбулентных течений.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Hu R.Y., Wang L., Fu S. Review of backward-facing stepflow and separation reduction (In Chinese) // Sci. Sin-Phys. Mech. Astro. 2015. №45. 124704. P. 10.

- [2] Nadge P.M., Govardhan R.N. High Reynolds number flow over a backward-facing step: structure of the mean separation bubble // *Exp. Fluids*. 2014. №55. 1657. P. 22.
- [3] Shahi M., Kok J.B.W., Pozarlik A. On characteristics of a non-reacting and a reacting turbulent flow over a backward facing step (BFS) // *Int. Commun. Heat Mass Transfer*. 2015. №61. P. 16–25.
- [4] Cramer K.R. On laminar separation bubble. *J. Aeronaut // Sci*. 1958. №25. P. 143–144.
- [5] O'Malley K., Fitt A.D., Jones T.V., Ockendon J.R., Wilmott P. Models for high Reynolds-number flow down a step // *J. Fluid Mech*. 1991. №222. P. 139–155.
- [6] Ruisi R., Zare-Behtash H., Kontis K., Erfani R. Active flow control over a backward-facing step using plasma actuation // *Acta Astro*. 2016. №126. P. 354–363.
- [7] Brown G.L., Roshko A. On density effects and large structure in turbulent mixing layers // *J. Fluid Mech*. 1974. №64. P. 775–816.
- [8] Bernal L.P., Roshko A. Streamwise vortex structure in plane mixing layers // *J. Fluid Mech*. 1986. №170. P. 499–525.
- [9] Zhang X.R., Zhang Y., Chen L. Experimental study on solar thermal conversion based on supercritical natural convection // *Renew. Energ*. 2014. №62. P. 610–618.
- [10] Lee D., Kawai S., Nonomura T., Anyoji M., Aono H., Oyama A., Asai K., Fujii K., Mechanisms of surface pressure distribution within a laminar separation bubble at different Reynolds numbers // *Phys. Fluids*. 2015. №27. 023602. P. 22.
- [11] Новомлинский В.В., Стронгин М.П. Численное исследование закрученных одно и двухфазных турбулентных потоков в цилиндрическом канале // *Прикладная механика и техническая физика*. 1988. №2. С. 51–58.
- [12] Spalart P.R., Allmaras S.R. One-equation turbulence model for aerodynamic flows // *AIAA Paper*. 1992. 0439.
- [13] Назаров Ф.Х. Численное исследование двухфазного потока в центробежном пылеуловителе на основе двухфазной модели турбулентности // *Математическое моделирование*. 2021. Т. 33. №1. С. 77–88.
- [14] Malikov Z.M., Nazarov F.Kh., Omonov Z.J., Abdukhamidov S.K. Numerical study of flow in a plane suddenly expanding channel based on Wilcox and two-fluid turbulence models // *MSTU 2021 Journal of Physics: Conference Series* 1901. 2021. 012039. IOP Publishing P. 1–9.
- [15] Маликов З.М., Мадалиев М.Э. Численное исследование воздушного центробежного сепаратора на основе модели турбулентности SARC // *Проблемы вычислительной и прикладной математики*. 2019. №6 (24). С. 72–82.

Дата поступления
16.05.2022

Назаров Ф.Х. Турбулент моделири ёрдамида тескари пагонали оқимнинг сонли тадқиқи

Аннотация: Тескари пагонали оқим деганда аэродинамик оқимлар (профиль, спойлер, ҳужумнинг катта бурчаги бўлган жараён), двигател оқимлари, конденсаторлар ва транспорт воситалари (машиналар, қайиқлар)да ҳосил бўладиган оқимлар тушунилади. Шунингдек иссиқлик узатиш тизимларида, ҳатто бинолар атрофидаги оқимлар ва бошқаларни мисол қилиб айтиш мумкин. Оддий босқичдан кейин оқимни ажратиш, пуфакчалари пайдо бўлишига, ва уларни қайта ривожланиш жараёнига олиб келади, бу эса тескари оқим билан оқимнинг геометрик шаклига, кириш ва чиқиш шартларига, турбулентлик интенсивлигига, шунингдек иссиқлик шароитларига боғлиқ бўлади. Назарий ва муҳандислик соҳаларида тескари оқимнинг аҳамиятини ҳисобга олган ҳолда, ушбу мақола тарихий нуқтаи назардан турли хил экспериментал ва сонли ечимларгача бўлган тескари оқимларни умумий тушунчасини ўрганишига қаратилган. Ушбу ишда моделлар ва параметрларга асосланган оқим қонунлари умумлаштирилади ва таснифланади. Қадам ўлчами (каналнинг кенгайиш коэффициенти) айланма ва такроран бириктириш жараёнини аниқлайди, шу билан бирга оқим параметрлари ва оқим схемаларининг бузилиши, ҳам тескари оқим билан оқимдан кейинги ҳаракатни шакллантиришига ёрдам беради. Шунингдек, моделларни умумлаштириш ва тизимни лойиҳалаш учун таъсир эффектлари билан тўлдирлади, айниқса иссиқлик узатиш эффектлари ва бошқариш схемалари билан батафсил муҳокама қилинади. Ушбу тадқиқот ишида тескари оқимни тадқиқ қилишнинг келажакдаги тенденциялари ва истиқболлари ҳам киритилган.

Калим сўзлар: Навье–Стокс тенгламаси; $k-\epsilon$ модели; Спаларт–Алмарс модели; оқимнинг орқага қайтиши; ҳажмий назорат усули; турбулент ёпишқоқлик; Matlab пакет программаси.

Nazarov F.Kh. Numerical investigation of a flow with a backstep using the turbulence model

Abstract: Back step flow is one of the representative separation flow patterns that can be seen widely in aerodynamic flows (airfoil, spoiler, high angle of attack process), engine flows, condensers, vehicles (cars, boats), heat transfer systems, and even airflow. buildings, etc. Flow separation after a simple stage will result in separation bubbles, development, and a reattachment process that depends on the geometric design of the reverse step flow, inlet and outlet conditions, turbulence intensity, as well as heat transfer conditions. Considering the importance of back-step flow in both theoretical and engineering aspects, this article focuses on an overview study of back-step flows from fundamental understanding to various experimental and numerical developments from a historical perspective. The basic models and parameter-based flow laws after the stage are summarized and classified in this study. It is shown that the step size (duct expansion factor) will determine the underlying process of recirculation and reattachment, while the associated effects of inflow parameters and perturbation patterns also help shape the behavior of the flow after the reverse step flow. The review is also supplemented by model generalizations and implications for system design, with particular discussion of heat transfer effects and representative control schemes. Future trends and perspectives in reverse ledge flow research are also included in this study.

Keywords: Navier-Stokes equations; $k-\epsilon$ model; Spallart-Allmaras model; backward step; control volume method; turbulent viscosities; Matlab software package.

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

Турецкое землетрясение 6 февраля 2023 года

6 февраля 2023 года с интервалом в девять часов на юго-востоке Турции произошли два мощных землетрясения. Эпицентр первого с магнитудой 7.8 (± 0.1) находился в провинции Газиантеп, эпицентр второго с магнитудой 7.5 (± 0.1) в провинции Кахраманмараш.

Землетрясения в Турции - частое явление, так как большая ее территория пересекается двумя тектоническими разломами – Северо-Анатолийским и Восточно-Анатолийским. Район в котором произошло последнее трагическое землетрясение находится на пересечении трёх тектонических плит: Анатолийской, Аравийской и Африканской. Движение этих плит создаёт давление на зоны разломов и это вызывает с определенной частотой внезапный выброс накопленной энергии.

Прошедшее трагическое землетрясение сопровождалось десятками афтершоков, что усугубило гуманитарную ситуацию как в самой Турции, так и в соседних странах, особенно в Сирии.

В результате землетрясения в Турции погибли уже более 50 тыс. человек, свыше 100 тысяч получили ранения. По оценкам Организации Объединённых Наций, около 1.5 миллиона человек остались без крова. Всего по меньшей мере 13.5 миллиона человек пострадали от землетрясения.

Были сильно разрушены тысячи жилых и общественных зданий, в том числе крупные офисы, гостиницы, больницы, исторические объекты, такие как крепость времен Римской империи в Газиантепе, цитадель из списка всемирного наследия ЮНЕСКО в сирийском Алеппо. Землетрясение привело и к техногенным катастрофам, таким как взрыв газопровода, обрушение причала порта Искендерун, уничтожение взлетно-посадочной полосы аэропорта Хатай. Прекратили обслуживать аэропорты городов многих турецких провинций. Многие улицы покрылись огромными трещинами из-за землетрясения, сделав невозможным на неопределенное время транспортное сообщение.

Еще предстоит оценить нанесенный урон и извлечь уроки из этих трагических событий. В целом оценка последствий сильных землетрясений в крупных городах мира в последние годы показывают что, ущерб можно значительно сократить, если, в частности, предусматривается укрепление существующих и разработка новых конструктивных решений и технологий возведения сейсмостойких зданий и сооружений. Особое внимание следует уделять также и качеству возведения объектов.

Уже очевидно, что были недочеты при решении важного социального вопроса – прочность и сейсмостойкость зданий и сооружений. Данное событие стало страшным доказательством того, что количество жертв зависит не столько от силы толчка, а в большей мере от прочности и сейсмостойкости сооружений.

Отсюда можно сделать уже предварительные и очевидные выводы, которые могут казаться естественными, но часто игнорируемыми.

Первое – это строгий учет гидрогеологических условий и запрет строительства на активных разломах. Проекты домов должны разрабатываться строго с учетом инженерно-геологических изысканий свойств грунтов, данных о гидрогеологических условиях строй площадки, учитывающих фильтрационные способности грунтов и агрессивные воды.

Второе и, может, самое важное – это проектная составляющая сооружений и обеспечение прочности конструкций и их монтажа, особое внимание к качеству строительных материалов.

Учитывая тот факт, что значительная часть территории Республики Узбекистан расположена в сейсмоактивной зоне с интенсивностью до 9 баллов, то следует учесть все те недостатки, которые были уже выявлены на начальном этапе расследования последствий Турецкого землетрясения 06.02.2023. И одним из важных аспектов на данном этапе является необходимость приступить к проведению обследования жилищного фонда республики на предмет степени ее сейсмообеспеченности, актуализации норм сейсмостойкого строительства с учетом использования новых строительных материалов и новых конструктивных решений при строительстве.

к.ф.-м.н., проф. ИМиСС АН РУз М.Ахмедов

СОДЕРЖАНИЕ

Д.Х. Хусанов, З.С. Латипова. Глобальное отслеживание траектории манипулятора без измерения скоростей.....	3
О.М.Дусматов, А.Х. Маматкабилов. Устойчивость движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин	8
В. Соколов. О перспективных параметрах сейсмической опасности для использования при проектировании и в целях снижения риска.....	15
З. Сирожиждинов, Д. Иноят. Оценка несущей способности пирамидальных свай.....	27
С.И. Исмоилова, К.С. Султанов, Т.Я. Хазратова, Ш.А. Гаффаров. Деформационный метод расчета прочности текстильных нитей и пряж.....	34
Б. Мардонов, О. Салимов. Статистический метод оценки эффективности очистки мелкого сора и пыли при транспортировке хлопка-сырца.....	47
И. Мирзаев, Ж.Ф. Шомуродов. Расчет на сейсмостойкость подземного трубопровода на основе экспериментальных кривых взаимодействия с грунтом.....	54
Э.И. Старовойтов, А. Абдусаттаров, Н.Б. Рузиева. Циклическое нагружение упругопластических трёхслойных стержней с учетом их повреждаемости.....	66
У.З. Шермухамедов, А.Б. Каримова, Ш.Ш. Тайиров. Пространственный расчет неразрезных железобетонных мостовых конструкций на действие сейсмических воздействий.....	75
Н.К. Турсунов, Ш.П. Алимухамедов, Л.А. Кучкоров, О.Т. Тоиров. Эксплуатационные характеристики боковых рам тележек подвижного состава	84
Д.М. Мухаммадиев, Ф.Х. Ибрагимов, О.Х. Абзоиров, Л.Ю. Жамолова. Расчет радиальных колебаний междупильных прокладок линтерной машины.....	88
А.А. Ризаев, А.Т. Йулдашев, Д.А. Кулдошев, Н.Б. Джуроева, Х.А. Купайсинова. Оценка производительности серийной и вертикально-шпиндельной хлопкоуборочной машины с эпи- и гипоциклическими приводами.....	94
Х.С. Сагдиев, А.С. Ювмитов, В.А. Галиаскаров, З.Р. Тешабоев, З.Ж. Собиров, Х.О. Шерниёзов, Б.Н. Мирзакабилов. Оценка сейсмостойкости зданий, построенных до применения требований норм сейсмостойкого строительства.....	100
А. Парпиев, М. Эргашов, Б. Кузиев. Теоретическое обоснование устранения дефектов, возникающих в оборудовании для очистки хлопка.....	118
Б.Х. Хужаёров, Ф.Б. Холлиев. Численное моделирование процесса аномального переноса вещества во фрактальной среде с помощью дробного дифференциального уравнения.....	122
Ф.Х. Назаров. Численное исследование потока с обратным уступом при помощи модели турбулентности.....	126
М. Ахмедов. Турецкое землетрясение 6 февраля 2023 года	130

МУНДАРИЖА

Д.Х. Хусанов, З.С. Латипова. Тезликини ўлчамасдан манипуляторнинг глобал траекториясини кузатиш.....	3
О.М. Дусматов, А.Х. Маматкабилов. Шиналарининг эластиклиги ва деформациясини ҳисобга олганда автомобиль ҳаракатини устуворлиги.....	8
В. Соколов. Лойиҳалаш ва ҳатари камайтириш максидида фойдаланиш учун сейсмик хавф параметрлари.....	15
З. Сирожиждинов, Д. Иноят. Пирамидасимон козиқли пойдеворларни юк кўтара олиш қобилиятини баҳолаш.....	27
С.И. Исмоилова, К.С. Султанов, Т.Я. Ҳазратова, Ш.А. Гаффаров. Тўқимачилик ва пахта ипларининг мустаҳкамлигини ҳисоблашнинг деформацион усули.....	34
Б. Мардонов, О. Салимов. Пахтани ташишда майда ифлослик ва чангдан тозалаш жараёнини баҳолашнинг статистик тадқиқи.....	47
И. Мирзаев, Ж.Ф. Шомуродов. Грунт билан ўзаротаъсирнинг тажрибавий натижалари асосида ер ости қувурини сейсмик мустаҳкамликка ҳисоблаш	54
Э.И. Старовойтов, А. Абдусаттаров, Н.Б. Рузиева. Уч қатламли эластик-пластик стерженларни емирилишини ҳисобга олган ҳолда циклик юкланиши	66
У.З. Шермухамедов, А.Б. Каримова, Ш.Ш. Тайиров. Узлуксиз темирбетон кўприк конструкцияларини сейсмик таъсирларга фазовий ҳисоби.....	75
Н.К. Турсунов, Ш.П. Алимухамедов, Л.А. Кучкоров, О.Т. Тоиров. Ҳаракатланувчи таркиб аравасининг ён томон рамасининг эксплуатацион характеристикалари.....	84
Д.М. Мухаммадиев, Ф.Х. Ибрагимов, О.Х. Абзоиров, Л.Ю. Жамолова. Аррали жин арралараро қистирмаларнинг радиал тебранишларини аниқлаш.....	88
А.А. Ризаев, А.Т. Йулдашев, Д.А. Кулдошев, Н.Б. Джуроева, Х.А. Купайсинова. Эпи ва гипо циклик узатмалари билан жиҳозланган маҳаллий ва вертикал шпинделли пахта териш машинасининг иш унумдорлигини баҳолаш.....	94
Х.С. Сагдиев, А.С. Ювмитов, В.А. Галиаскаров, З.Р. Тешабоев, З.Ж. Собиров, Х.О. Шерниёзов, Б.Н. Мирзакабилов. Зилзилабардошлик қурилиши меъёрий талаблари қўлланилишидан олдин қурилган биноларнинг сейсмик мустаҳкамлигини баҳолаш.....	100
А. Парпиев, М. Эргашов, Б. Кузиев. Пахта тозалаш ускуналарида юзага келадиган камчиликларни бартараф этишнинг назарий таҳлили.....	118
Б.Х. Хужаёров, Ф.Б. Холлиев. Фрактал муҳитда қаср тартибли дифференциал тенглама ёрдамида аномал модда кўчиш жараёнини сонли моделлаштириш.....	122
Ф.Х. Назаров. Турбулент моделлари ёрдамида тесқари пағонали оқимнинг сонли тадқиқи.....	126
М. Ахмедов. 2023 йил 6 февралдаги Туркия зилзиласи.....	130

Номер одобрен на заседании редакционной коллегии журнала 30.03.2023

Сдано в набор 01.03.2023. Подписано в печать 30.03.2023.

Формат 60×84 ¹/₈. Гарнитура Times New Roman. Ризография.

Усл.- печ. л. 15.34. Уч.-изд. л. 10.31. Тираж 130. Заказ № 693.

Цена договорная.

Отпечатано в Минитипографии АН РУз:
100047, г. Ташкент, ул. акад. Я. Гулямова, 70.