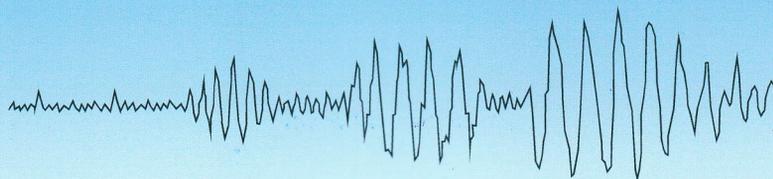
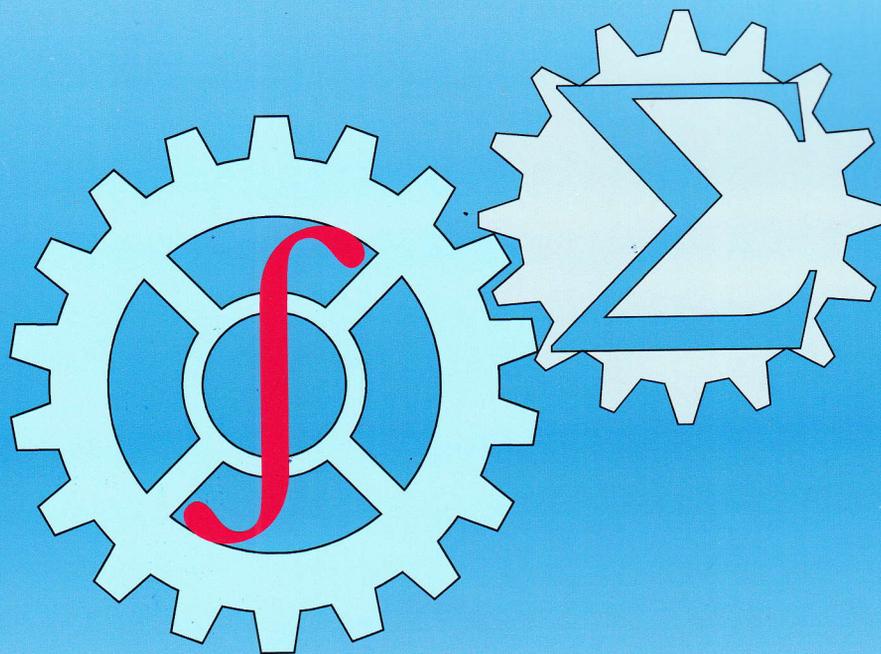




ISSN: 2010-7250
Published from 1992

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
Mexanika va inshootlar seysmik mustahkamligi instituti

МЕХАНИКА МУАММОЛАРИ ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ PROBLEMS OF MECHANICS



2023
Volume 32
No: 4

O‘ZBEKISTON RESPUBLIKASI FANLAR AKADEMIYASI
АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

МЕХАНИКА
MUAMMOLARI

O‘ZBEKISTON
JURNALI

4

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
Заместитель главного редактора – PhD Н.А. НИШОНОВ
Ответственный секретарь – PhD М.М. ХАМДАМОВ

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)	Сирождидинов З. д.т.н., проф. (Самарканд)
Быковцев А.С. д.ф.-м.н., проф. (США)	Старовойтов Э.И. д.ф.-м.н. (Гомель, Беларусь)
Ватин Н.И. д.т.н., проф. (Санкт-Петербург)	Тохилов Ш.М. к.ф.-м.н. (США)
Дусматов О.М. д.ф.-м.н., проф. (Самарканд)	Тухтакузиев А.Т. д.т.н., проф. (Ташкент)
Зубарев А.Ю. д.ф.-м.н., проф. (Екатеринбург)	Ташбалтаев М. д.т.н., проф. (Ташкент)
Исмоилова С.И. д.т.н., проф. (Ташкент)	Худайкулиев Р.Р. к.т.н. (Ташкент)
Казанцев С.П. д.т.н., проф. (Москва)	Хужаев И.К. д.т.н., проф. (Ташкент)
Кузнецов С.В. д.ф.-м.н., проф. (Москва)	Хужаёров Б.Х. д.ф.-м.н., проф. (Самарканд)
Маликов З.М. д.т.н., проф. (Ташкент)	Хусанов Б.Э. д.т.н. (Ташкент)
Мамасаидов М.Т. д.т.н., проф., акад. НАН КР (Ош)	Шардаков И.Н. д.ф.-м.н., проф. (Пермь)
Мардонов Б.М. д.ф.-м.н., проф. (Ташкент)	Эргашов М. д.т.н., проф. (Ташкент)
Матвеев В.П. д.т.н., проф., акад. РАН (Пермь)	Ювмитов А.С. PhD (Ташкент)
	Юлдашев Ш.С. д.т.н., проф. (Наманган)

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

Технический редактор: Михайлова В.В.

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

НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ГРУНТОВЫХ ПЛОТИН ПРИ КРАТКОВРЕМЕННЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ НАГРУЗКАХ

Султанов К.С., Умархонов С.И.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им М.Т.Уразбаева, Ташкент, Узбекистан
E-mail: umarkhonov@gmail.com

Аннотация: Статья посвящена динамическим задачам исследования деформированного состояния грунтовых плотин при динамических воздействиях. Разрабатывается метод решения волновых задач по определению напряженно-деформированного состояния грунтовых сооружений, в частности, грунтовых плотин. На основе использования метода конечных разностей разработаны алгоритм решения задач и расчетные формулы, имеющие 2-й порядок точности по времени и по координатам. Преимуществом разработанного метода является реализация сложных нелинейных моделей деформирования с учетом структурных изменений и увлажненности грунтовой среды. На примере Чарвакской плотины определено распределение напряженного состояния по поперечному сечению плотины под действием собственного веса и численно решена задача о динамическом поведении грунтовой плотины при воздействии кратковременных гармонических нагрузок. Определено изменение интенсивности напряжений в характерных точках грунтовой плотины по времени.

Ключевые слова: грунтовая плотина; напряженное состояние; деформация; численное решение; динамическое воздействие.

Введение. Известно, что повреждение грунтовых плотин наносит большой ущерб, поэтому при их проектировании и строительстве необходимо проводить расчеты на прочность и надежность. Однако процессы, определяющие характер работы грунтовой плотины с учетом нелинейных деформирований материала плотины пока ещё изучены недостаточно. Прогноз изменения напряжений и деформаций в грунтовых плотинах под действием различных нагрузок (собственный вес грунта, сейсмическое воздействие) основывается на описании закономерностей деформируемого грунта и его прочности в условиях напряженного состояния [1,2]. Существенное влияние на распределение напряжений и деформаций оказывают физико-механические характеристики грунтов в теле плотины и основания, геометрические параметры сооружения, колебания уровня водохранилища, сейсмические воздействия и др. Для определения напряженно-деформированного состояния плотин часто используются численные методы [3–6]. При этом, значения напряженных и деформационных показателей следует определить на основе анализа ряда факторов, в том числе результатов расчета напряженно-деформированного состояния грунтовой плотины. Многие ученые ведут научно-исследовательские работы по прочности грунтовых плотин с использованием численных методов [7–18].

Целью настоящей статьи является разработка метода решения задачи о динамическом поведении грунтовых плотин на основе принципов механики деформируемого твердого тела и его обоснование.

Постановка и решение задачи. Рассмотрим грунтовую плотину на жестком основании (рис.1). Если длина дамбы очень велика по сравнению с ее шириной и высотой, то ее поперечное сечение можно считать плоско-деформированным. При воздействии динамических сил на основания грунтовых плотин (рис.2) частицы среды плотины начинают движение. Уравнение движения грунтовой плотины имеют следующий вид [1, 2]:

$$\rho \frac{dv_x}{dt} = \frac{\partial S_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y}, \quad \rho \frac{dv_y}{dt} = \frac{\partial S_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} - \rho g. \quad (1)$$

где v_x , v_y – скорости частиц в направлениях x и y ; S_{xx} , S_{yy} , τ_{xy} – компоненты девиатора напряжений; ρ – плотность среды; P – давление.

Естественно, напряжения определяются по формулам:

$$\sigma_{xx} = S_{xx} + P, \quad \sigma_{yy} = S_{yy} + P, \quad \sigma_{zz} = S_{zz} + P. \quad (2)$$

Модель деформирования плотины принята в виде нелинейных уравнений [3,4]:

$$\dot{P} = -\left(\lambda + \frac{2}{3}\mu\right) \frac{\dot{V}}{V}, \quad (3)$$

$$\frac{dS_{xx}}{dt} + \lambda S_{xx} = 2G \left(\frac{d\varepsilon_{xx}}{dt} - \frac{dV}{3Vdt} \right), \quad \frac{dS_{yy}}{dt} + \lambda S_{yy} = 2G \left(\frac{d\varepsilon_{yy}}{dt} - \frac{dV}{3Vdt} \right), \quad (4)$$

$$\frac{dS_{zz}}{dt} + \lambda S_{zz} = 2G \left(\frac{d\varepsilon_{zz}}{dt} - \frac{dV}{3Vdt} \right), \quad \frac{d\tau_{xy}}{dt} + \lambda \tau_{xy} = 2G \frac{d\tau_{xy}}{dt}.$$

Общая зависимость предела прочности от давления в обобщенном условии Мизеса имеет вид

$$S_{xx}^2 + S_{yy}^2 + S_{zz}^2 + 2\tau_{xy}^2 \leq \frac{2}{3} [Y(P)]^2, \quad (5)$$

$$Y(P) = Y_0 + \frac{\mu P}{1 + \mu P / (Y_{PL} - Y_0)}, \quad (6)$$

здесь K и G – модули объемного сжатия и сдвига соответственно; $V = \rho_0 / \rho$ – относительный объем; Y_0 – сцепление; μ – коэффициент трения; Y_{PL} – предельное значение сопротивления сдвигу горной засыпки, λ – функционал, определяемый следующими формулами

$$\lambda = \frac{3W}{2Y^2} H(W), \quad H(W) = \begin{cases} 1, & \text{при } W \geq 0 \\ 0, & \text{при } W < 0 \end{cases}, \quad W = 2\mu \left\{ \sum_{j=x,y,z} S_{jj} \left(\frac{d\varepsilon_{jj}}{dt} - \frac{1}{3} \frac{dV}{Vdt} \right) + \tau_{xy} \frac{d\varepsilon_{xy}}{dt} \right\}. \quad (7)$$

К системе уравнений (1) - (7) необходимо добавить соотношения, связывающие компоненты скоростей деформации с массовыми скоростями, и уравнение неразрывности грунтовой среды [5]

$$\frac{d\varepsilon_{xx}}{dt} = \frac{\partial U_x}{\partial x}, \quad \frac{d\varepsilon_{yy}}{dt} = \frac{\partial U_y}{\partial y}, \quad \frac{d\varepsilon_{xy}}{dt} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_y}{\partial x} + \frac{\partial U_x}{\partial y} \right). \quad (8)$$

$$\frac{dV}{dt} - V \cdot \left(\frac{\partial U_x}{\partial x} + \frac{\partial U_y}{\partial y} \right) = 0 \quad (9)$$

Таким образом, система дифференциальных уравнений (1)–(9) является замкнутой и вместе с начальными и граничными условиями описывает полную картину напряженно-деформированного состояния грунтовой плотины. На склонах и гребне плотины условия считаются ненапряженными. Начальные условия приняты равными нулю.

Геометрические размеры грунтовой плотины: высота – 168 м, ширина – выше 12 м, ширина – ниже 664 м, уклон верхней стороны – 1:2, уклон нижней стороны – 1:1.9, ширина центрального ядра – 110 и 12 м.

Физико-механические параметры грунтовой плотины приняты следующими [1,6]: для откоса, плотность – 1980 кг/м³, модуль эластичности – $E_{плотина} = 6210$ МПа, коэффициент Пуассона – $\nu_{плотина} = 0.3$, индикаторы прочности откоса (сцепление, коэффициент трения, предельное значение прочности сдвига) – $Y_0 = \mu / 800$, $\mu = 0.4$, $Y_{плотина} = 20 \cdot Y_0$.

Для ядра: плотность – 1760 кг/м³; модуль эластичности – $E_{ядро} = 3105$ МПа; коэффициент Пуассона – $\nu_{ядро} = 0.3$; индикаторы прочности откоса (сцепление, коэффициент трения, предельное значение прочности сдвига) – $Y_0 = \mu / 1000$, $\mu = 0.3$, $Y_{ядро} = 20 \cdot Y_0$.

Метод решения. Рассмотрим численные решения поставленных задач конечно-разностным методом с использованием схемы, предложенной М.Уилкинсом [19] для четырехугольной сетки. В нестационарных задачах одна независимая переменная – время t – имеет особое значение. Дискретизация задачи по этой переменной состоит в том, что расчет ведется с дискретными шагами по времени, каждый из которых представляет переход от состояния на момент t_0 к состоянию на момент $t_0 + \Delta t$. Преимуществом схемы Уилкинса [19] является то, что в процессе счета шаг по времени Δt осуществляется автоматическим выбором из условия устойчивости и точности, и он может каждый раз меняться [19].

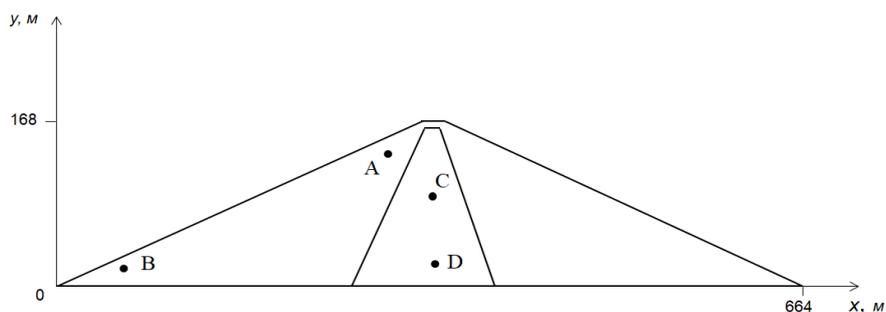


Рис. 1. Поперечное сечение грунтовой плотины

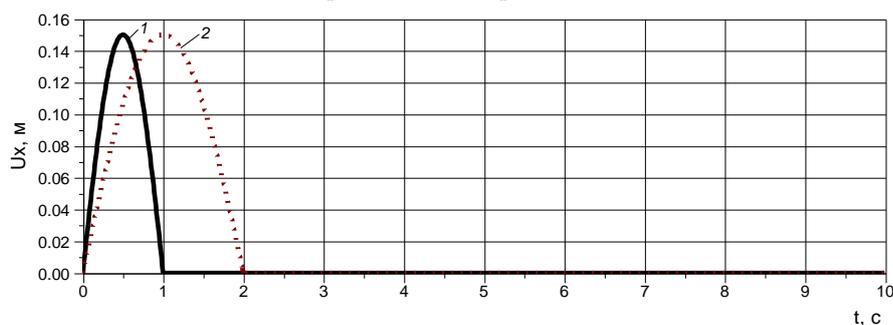


Рис. 2. Динамическое воздействие

Численные результаты. В качестве динамических сил принимаем гармонические силы, показанные на рис.2. С начала действия гармонической нагрузки на основание грунтовой плотины в теле плотины частицы начинают движения, т.е. внутри плотины грунт деформируется. Гармоническую нагрузку принимаем в двух вариантах, т.е. для различных частот – полусинусоиды, как показано на рис.2: 1 – $t=1.0$ с, 2 – $t=2.0$ с.

Граничные и начальные условия: предполагается, что плотина не деформирована и находится в состоянии покоя до динамического нагружения. На гребне и откосах напряжения отсутствуют.

Результаты решения этой задачи представлены графически. На рис.3. показано изменение σ_x , σ_y в пригребневой зоне плотины в точке A при гармоническом нагружении. На этих рисунках 1-я кривая линия обозначает изменения напряжений в точке A при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой 1.0 секунд. 2-ая кривая линия обозначает изменения напряжений в точке A при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой 2.0 секунды. Максимальные значения горизонтальных напряжений появляются в период $t=2-4$ сек, 0.75-0.85 МПа, а затем уменьшаются до $t=10$ сек, и принимает значения 0.5 МПа. А максимальные значения вертикальных напряжений в точке A появляются в период $t=6-8$ сек., затем стабилизируется до $t=10$ сек и принимает значения 0.12-0.15 МПа.

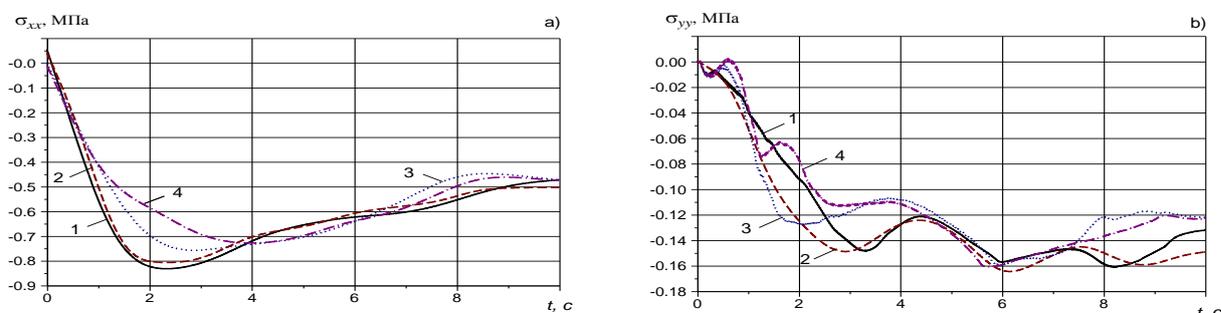


Рис.3. Изменение напряжений в точке A по времени

На рис.4. показано изменение горизонтальных и вертикальных напряжений в точке B. На этих рисунках кривая линия 1 соответствует напряжению в точке B при динамической

полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 0.25 секунд. Кривая линия 2 обозначает напряжение в точке *B* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 0.5 секунды. Кривая линия 3 обозначает напряжение в точке *B* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 1.0 секунды.

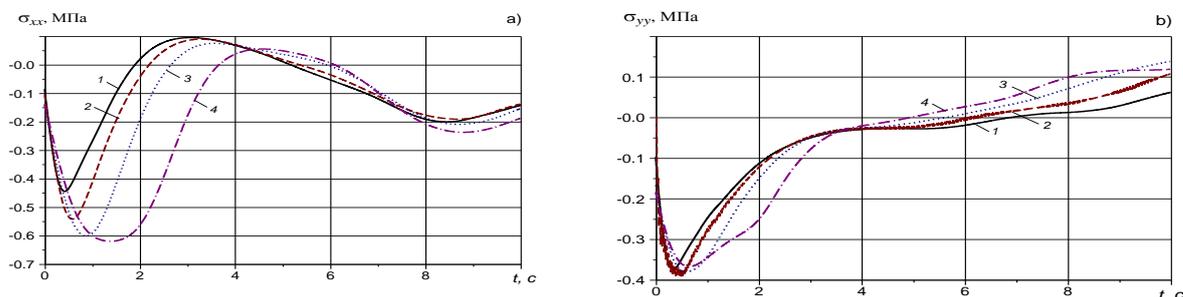


Рис.4. Изменение напряжений в точке *B* по времени

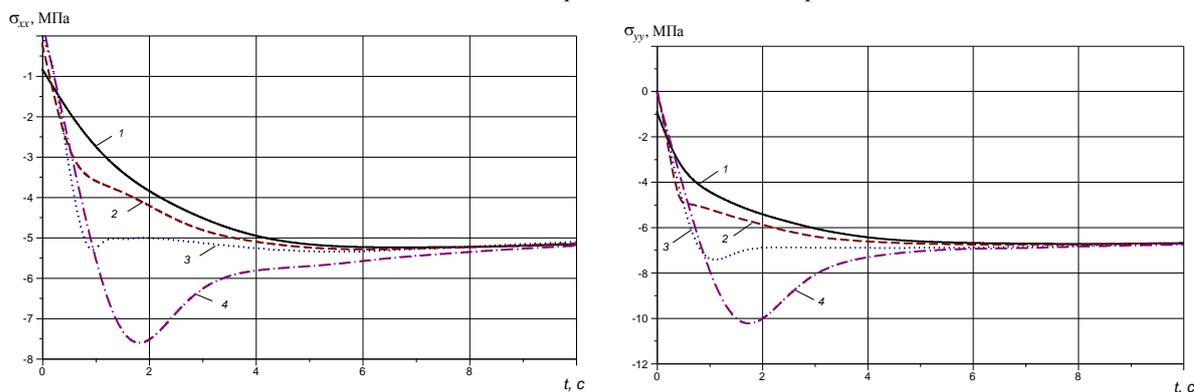


Рис.5. Изменение напряжений в точке *C* по времени

Кривая линия 4 обозначает изменения напряжений в точке *B* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 2.0 секунды (рис.4). Максимальные значения горизонтальных напряжений появляются в период времени $t=0.3-2$ сек. 0.5-0.6 МПа, а потом убывает до $t=10$ секунды, и принимает значения 0.15-0.19 МПа (рис.4,а). Максимальные значения вертикальных напряжений в точке *B* появляются в период времени $t=0.2-0.6$ секунды, а потом стабилизируется до $t=10$ секундам и принимает значения 0.05-0.14 МПа (рис.4,б).

Изменение горизонтального и вертикального напряжения в центре плотины (в точке *C*) показано на рис.5. На этих рисунках кривая линия 1 обозначает напряжение в точке *C* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 1.0 секунды. Кривая линия 2 обозначает напряжение в точке *C* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 2.0 секундам. Горизонтальное напряжение достигает своего максимального значения в интервале времени $t=0.8-2.5$ сек, и оно равно -0.23-0.27 МПа, дальше амплитуда убывает до момента времени $t=10$ сек, и принимает значения 0.11-0.20 МПа (рис.5,а). А максимальные значения вертикальных напряжений в точке *C* появляются в период времени $t=0.3-0.8$ секунд, а потом стабилизируется до момента времени $t=10$ сек и принимает значение 0.21-0.25 МПа (рис.5,б).

Изменение горизонтальных и вертикальных напряжений в центре подошвы центра плотины (в точке *D*) показано на рис.6. На этих рисунках кривая линия 1 обозначает напряжение в точке *D* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 1.0 секунды. Кривая линия 2 обозначает напряжение в точке *D* при динамической полусинусоидальной нагрузке, период которой равен 2.0 с (рис.6). Максимальные значения горизонтальных напряжений появляются после $t=6.0$ сек и имеют значение -0.52 МПа, а потом

стабилизируется до $t=10$ секунд (рис.6,а). Максимальные значения вертикальных напряжений в точке D появляются после $t=6.0$ сек, а далее стабилизируется до $t=10$ секунд (рис.6,б).

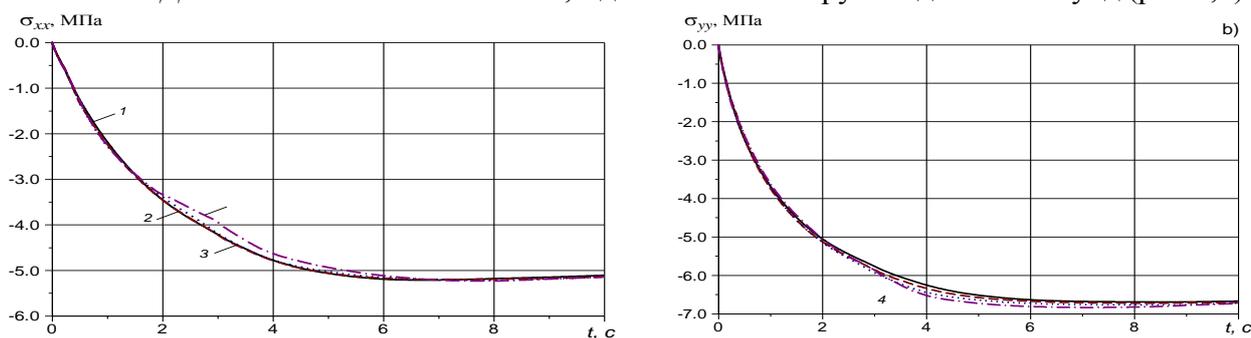


Рис.6. Изменение напряжений в точке D по времени

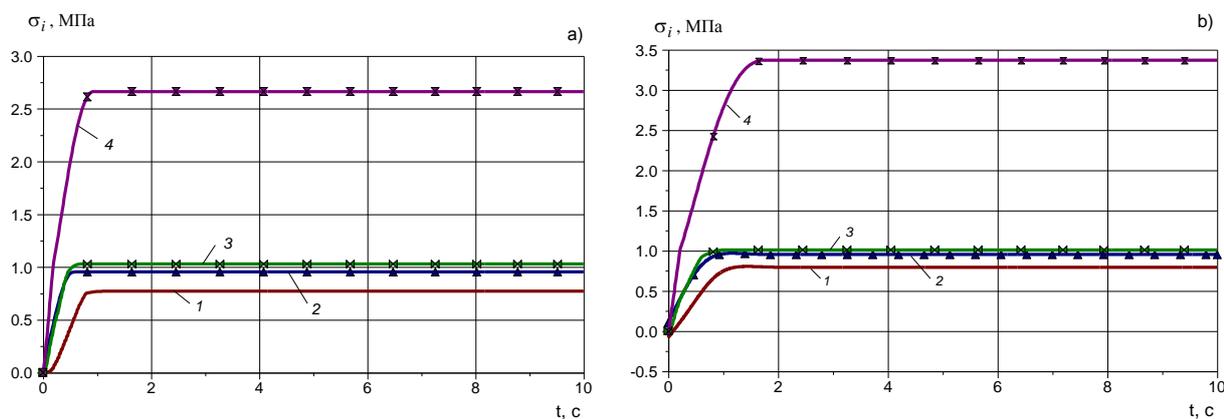


Рис.7. Изменение интенсивности напряжений в характерных точках плотины по времени:
а) при воздействии нагрузки периода 1 с, б) при воздействии нагрузки периода 2 с

На рис.7. показано изменение интенсивности напряжений в характерных точках плотины при гармоническом нагружении. На этих рисунках кривая линия 1 обозначает интенсивность напряжений в точке A при динамической полусинусоидальной нагрузке. Кривая линия 2 обозначает интенсивность напряжений в точке B при динамической полусинусоидальной нагрузке. Кривая линия 3 обозначает интенсивность напряжений в точке C при динамической полусинусоидальной нагрузке. Кривая линия 4 обозначает интенсивность напряжений в точке D при динамической полусинусоидальной нагрузке. Максимальные значения интенсивности напряжений появляются после 1 секунды действия нагрузки, в точке D 2.7 МПа, далее значения не изменяются до 10 секунд времени, рис.7,а. Максимальные значения интенсивности напряжений появляются после 1.8 секунд времени в точке D 3.4 МПа, а потом значения не изменяются до 10 секунд времени, рис.7,б.

Заключение. Приведены основные соотношения задачи определения напряженно-деформированного состояния грунтовых плотин при динамических воздействиях в плоской постановке. На основе метода конечных разностей приведена методика решения применительно к поставленной двумерной задаче динамики твердых деформируемых тел для четырехугольных ячеек. Получены численные решения напряженно-деформированного состояния грунтовой плотины на примере Чарвакской плотины при действии гармонической нагрузки от основания.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Sultanov K., Umarchonov S., Normatov S. (2022). Calculation Of Earth Dam Strain Under Seismic Impacts / AIP Conference Proceedings. 2022. P. 2637. <https://doi.org/10.1063/5.0118430>.
- [2] Umarchonov S.I. Study dynamic behavior of earth dam with account non-linear characteristics of soil under seismic loads // Europäische Fachhochschule. 2015, No. 9, pp. 48–52.

- [3] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Уравнения состояния просадочных грунтов с учетом увлажненности // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2001, № 3, С.7–11.
- [4] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Определение просадки нелинейно-деформируемого грунтового массива при увлажнении // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2002, № 3, С.2–4.
- [5] Khusanov B.E., Rikhsieva B. Thickness dimensions of the contact layer of soil-rigid body interaction // E3S Web Conf. 2019. No.97. P.04040. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20199704040>.
- [6] Khusanov B., Khaydarova O. Stress-strain state of earth dam under harmonic effect / E3S Web Conf. 2019. No. 97. P. 05043. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20199705043>.
- [7] Abirov R.A., Khusanov B.E., Sagdullaeva D.A. Numerical modeling of the problem of indentation of elastic and elastic-plastic massive bodies / IOP Conference Series Material Science. Engineering. 2020. No.971. P.032017. <https://doi.org/10.1088/1757899X/971/3/032017>.
- [8] Ma Z., Dang F., Liao H., Cheng Y. Seismic stability and failure process analysis of earth-filled dam // Arabian Journal of Geosciences. 2020, No.13(17), pp.827. <https://doi.org/10.1007/s12517-020-05851-4>.
- [9] Kahot Z., Dkiouak R., Khamlichi A. Reliability analysis of slope stability in earthen dams following rapid drawdown. International Review of Applied Sciences and Engineering. 2019. No.10(1). <https://doi.org/10.1556/1848.2018.0011>.
- [10] Siacara A.T., Napa-Garcia G.F., Beck A.T., Futai M.M. Reliability analysis of earth dams using direct coupling // Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering. 2020, No.12(2). <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2019.07.012>
- [11] Liu S., Wang L., Wang Z., Bauer E. Numerical stress-deformation analysis of cut-off wall in clay-core rockfill dam on thick overburden // Water Science and Engineering. 2016. No.9(3), pp.219–226.
- [12] Zanjani M.M., Soroush A., Khoshini M. Two-dimensional numerical modeling of fault rupture propagation through earth dams under steady state seepage // Soil Dynamics and Earthquake Engineering. 2016, No.88, pp.60–71. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2016.05.012>
- [13] Yang X., Chi S. Seismic stability of earth-rock dams using finite element limit analysis. Soil Dynamics and Earthquake Engineering. 2014, No.64, pp.1–10. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2014.04.007>.
- [14] Liu C., Zhang L., Bai B., Chen J., Wang J. Nonlinear analysis of stress and strain for a clay core rock-fill dam with FEM // Procedia Engineering. 2012, No.31, pp. 497–501. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.01.1058>.
- [15] Alateya H., Ahangar Asr A. Numerical investigation into the stability of earth dam slopes considering the effects of cavities // Engineering Computations (Swansea, Wales). 2020, No.37(4). <https://doi.org/10.1108/EC-03-2019-0101>.
- [16] Ebrahimian B. Numerical analysis of nonlinear dynamic behavior of earth dams // Frontiers of Architecture and Civil Engineering in China. 2011, No.5(1), pp.24–40. <https://doi.org/10.1007/s11709-010-0082-6>
- [17] Zanjani M.M., Soroush A., Khoshini M. Two-dimensional numerical modeling of fault rupture propagation through earth dams under steady state seepage // Soil Dynamics and Earthquake Engineering. 2016, No.88, pp.60–71. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2016.05.012>.
- [18] Al-Mansori N.J.H., Al-Fatlawi T. A.-F.J. M., Othman N.Y., Al-Zubaidi, L.S.A. Numerical Analysis of Seepage in Earth-Fill Dams // Civil Engineering Journal. 2020, No.6(7), pp.1336–1348. <https://doi.org/10.28991/cej-2020-03091552>.
- [19] Wilkins M.L. Computer Simulation of Dynamic Phenomena. Berlin: Springer, 2010. – 246 p.

Дата поступления
01.08.2023

Султанов К.С., Умархонов С.И. Қисқа муддатли динамик кучлар таъсирида грунтли тўғонларнинг кучланишлик ҳолати.

Аннотация: Мақола грунтли тўғонларнинг динамик таъсирлар остида деформацияланган ҳолатини ўрганишнинг динамик муаммоларига бағишланган. Грунтли иншоотларнинг, хусусан, грунтли тўғонларнинг кучланиш-деформация ҳолатини аниқлаш учун уларда тўлқин тарқалиши ҳақидаги масалаларни ечиш усули ишлаб чиқилган. Чекли айирмалар усулини қўллаш асосида вақт ва координаталар бўйича 2-тартибли аниқликка эга бўлган масалаларни ечиш алгоритми ва ҳисоблаш формулалари ишлаб чиқилган. Ишлаб чиқилган усулнинг афзаллиги грунтли муҳитнинг таркибий ўзгаришларини ҳисобга олган ҳолда мураккаб чизиқли бўлмаган деформация моделларини амалга оширишидир. Чорвоқ тўғони мисолида ўз оғирлиги таъсирида тўғоннинг кўндаланг кесими бўйлаб кучланишни ўзгариши аниқланган ва қисқа муддатли динамик кучлар таъсирида грунтли тўғоннинг динамик ҳолати масаласи сонли усулда ечилган. Вақт ўтиши билан грунтли тўғоннинг ҳарактерли нуқталарида кучланишларнинг вақт бўйича ўзгариши аниқланган.

Калит сўзлар: тунроқ тўғони; кучланиш ҳолати; деформация; сонли ечим; динамик таъсир.

Sultanov K.S., Umarchonov S.I. Stressed state of earth dams under short-term harmonic loads.

Annotation: The article is devoted to the dynamic problems of studying the deformed state of earth dams under dynamic influences. A method is being developed for solving wave problems to determine the stress-strain state of soil structures, in particular, earth dams. Based on the use of the finite difference method, an algorithm for solving problems and calculation formulas have been developed that have the 2nd order of accuracy in time and coordinates. The advantage of the developed method is the implementation of complex nonlinear deformation models, taking into account structural changes and moisture content of the soil environment. On the example of the Charvak dam, the distribution of the stress state over the cross section of the dam under the action of its own weight is determined and the problem of the dynamic behavior of an earth dam under the influence of short-term harmonic loads is numerically solved. The change in intense stresses at some points of the earth dam over time is determined.

Keywords: soil dam; stress state; deformation; numerical solution; dynamic impact.

ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЗДАНИЙ РАЗНЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ РЕШЕНИЙ И СВОЙСТВА ГРУНТА СТРОИТЕЛЬНОЙ ПЛОЩАДКИ

Сагдиев Х.С., Ювмитов А.С.

*Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева, Ташкент Узбекистан
Email: imssan@mail.ru*

***Аннотация:** В статье приведены результаты обмерно-обследовательских и инструментально-расчетных исследований сейсмостойкости зданий, построенных до применения нормативных документов и по нормам, действовавших в 1950-60 годах при проектировании зданий и сооружений в сейсмических районах. Проанализированы динамические характеристики зданий и свойства грунтов строительных площадок, полученных методами инструментальных измерений и расчетных исследований.*

***Ключевые слова:** здания; объемно-планировочные и конструктивные решения; методы измерения и расчета; динамические характеристики; механические свойства грунта; заключение и рекомендации.*

Введение. Повышение устойчивости жилых домов, основных объектов и систем жизнеобеспечения, а также минимизация потерь от землетрясений в регионах с высоким уровнем сейсмического риска являются важными факторами устойчивого социально-экономического развития и обеспечения национальной безопасности Республики Узбекистан. В регионах республики эксплуатируются здания и сооружения, построенные по требованиям различных нормативных документов, действовавших в период их строительства, ещё до уточнения величины сейсмической опасности. Эти объекты имеют значительный дефицит сейсмостойкости, и их разрушение в результате землетрясений может привести к огромным людским и материальным потерям.

Безопасная эксплуатация зданий и сооружений определяются: проектным решением и степенью его реального воплощения при строительстве; текущим остаточным ресурсом и техническим состоянием конструкции объекта; степенью изменения объекта (старение материала, перестройки, перепланировки, пристройки, реконструкции, капитальный ремонт и т.п.) и окружающей среды как природного, так и техногенного характера; нормативами по эксплуатации и степенью их реального осуществления.

Для обеспечения безопасной эксплуатации зданий и сооружений необходимо обследовать их техническое состояние, т.е. проводить комплекс мероприятий по определению и оценке фактических значений контролируемых параметров, характеризующих работоспособность объекта обследования и определяющих возможность его дальнейшей эксплуатации, реконструкции или необходимости восстановления, усиления или ремонта. Эти мероприятия также включают в себя обследование грунтов оснований и строительных конструкций на предмет выявления изменения свойств грунтов, деформационных повреждений, дефектов несущих конструкций и определения их фактической несущей способности.

Решение перечисленных задач требует проведения общего мониторинга технического состояния зданий и сооружений инструментальными методами, необходима система наблюдения и контроля, проводимая по определенной программе для выявления объектов, на которых произошли значительные изменения напряженно-деформированного состояния несущих конструкций или крена. Изменения напряженно-деформированного состояния зданий и сооружений характеризуются изменением уже имеющихся и возникновение новых деформаций, которые определяются путем инструментальных измерений при обследовании их технического состояния.

Постановка задачи. Оценка технического состояния строительной конструкции сооружения в целом зависит от состояния грунтов основания, характерных повреждений и деформаций элементов конструкции, свидетельствующих о несущей способности, опасности обрушения или характеризующие крен конструкции, которые могут вызвать потерю устойчивости объекта. Безопасная эксплуатация объекта и противостояние его переходу в аварийное состояние определяется проектным решением и степенью его реального воплощения при

строительстве, текущим остаточным ресурсами техническим состоянием объекта. Также зависит и от степени изменения конструкции объекта (усталости и старения материалов, перестройки, перепланировки, пристройки, реконструкции, капитального ремонта и т.п.) и окружающей среды как природного, так и техногенного характера, а также условий в период его эксплуатации.

Обследование технического состояния сооружений состоит из комплекса мероприятий по определению и оценке фактических значений параметров, характеризующих работоспособность объекта обследования и определяющих возможность его дальнейшей эксплуатации, реконструкции или необходимости восстановления, усиления, ремонта и т.п. При этом необходимо проводить обследование грунтов основания и строительных конструкций на предмет выявления изменения свойства грунтов, деформационных повреждений, дефектов несущих конструкций и определения их фактической несущей способности. По результатам обследования устанавливаются степени повреждения и категории технического состояния строительных конструкций объектов в целом, включая состояние грунтов основания, на основе сопоставления фактических значений оцениваемых признаков со значениями, установленными проектом или нормативным документом.

При решении данной проблемы определение динамических характеристик сооружений и свойства грунтов оснований имеет один из ключевых моментов обеспечения безопасности объектов. Характеризующие динамические свойства зданий и сооружений проявляются при динамических воздействиях, которые включают в себя периоды и декременты собственных колебаний основного тона и обертонов, передаточные функции объектов, их частей и элементов и др.

Методы. Следует отметить, что основным критерием оценки сейсмостойчивости зданий и сооружений является изучение последствий землетрясений, т.е. регистрация колебаний сооружений при землетрясениях и изучение состояния элементов строительной конструкции по результатам воздействия землетрясений. Обеспечение безопасной эксплуатации зданий и сооружений также зависят от многих факторов, возникающих при эксплуатации за срок их службы. Все элементы зданий и сооружений с начала эксплуатации подвергаются многократным воздействиям природного и техногенного характера и постепенно снижают свои качества, в том числе и несущие конструкции. Происходят постепенные изменения структур и свойств материалов. Условия эксплуатации зданий и сооружений оказывают большое влияние на интенсивность изменения характеристик их работоспособности, т.е. на несущую способность строительных конструкций. Поэтому для оценки состояния элементов строительных конструкций необходимо проводить мониторинг зданий и сооружений с определенной периодичностью, установленной в строительных нормах и правилах. При этом следует определить динамические характеристики и прочностные параметры зданий и сооружений, а также физико-механические свойства грунтов их оснований.

При проведении поверочного расчета эксплуатируемых сооружений и грунтов их оснований по действующим нормам проектирования зданий и сооружений в сейсмических районах [1, 2] учитываются результаты обследования: объемно-планировочные и конструктивные решения, геометрические параметры конструкций, фактические прочностные свойства строительных материалов, динамические характеристики конструкции, физико-механические свойства грунта основания, имеющиеся дефекты и повреждения в строительных конструкциях. С учетом выше перечисленных факторов и сбора нагрузок, действующих на конструкции объекта, уточняется расчетная схема и проводится расчет на сейсмические воздействия.

Для определения физико-механических свойств грунта строительной площадки и динамических характеристик зданий и сооружений в натурных условиях использована мобильная инженерная сейсмометрическая станция (МИСС) [3–7], разработанная в 2016 году в Институте механики и сейсмостойкости сооружений АН РУз. Подготовка к эксплуатации

мобильной инженерной станции, методики калибровки измерительных каналов и регистрации колебания объекта при динамических процессах подробно описаны в отчете [3]. В составе мобильной станции использованы сейсмометры типа СМ-3, которые являются индукционными, а калибровочные коэффициенты сейсмометрических каналов напрямую зависят от амплитудно-частотных характеристик колебания объекта. Поэтому проведена их калибровка в широком диапазоне амплитудно-частотных характеристик колебаний вибростолика лабораторного вибростенда [3–7]. Чувствительность сейсмометрических измерительных каналов зависит в основном от магнитов с катушками сейсмоприемников и разработанного четырех канального дополнительного усилителя измерительного комплекса.

На рис.1 показана структурная схема четырехканального мобильного сейсмометрического измерительного комплекса. В измерительном комплексе МИСС электрические сигналы от четырех сейсмоприемников (1) поступают напрямую в блок разработанного усилителя (2), а затем в блок АЦП (3) и ноутбук (4) с программным обеспечением. Система регистрации электрических сигналов сейсмометров состоит из 4-х абсолютно идентичных каналов, подключенных к ноутбуку через устройства «ввода – вывода данных».

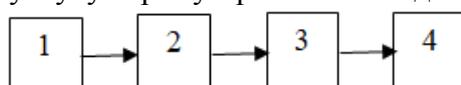


Рис. 1. Структурная схема измерительного комплекса

Как известно, для определения упругих свойства грунта расчетным путем необходимо определить скорости распространения продольных и поперечных волн в грунте, а также естественную плотность грунта. Скорости распространения волн в грунте и естественная плотность грунта определяются инструментальными методами в натуральных и лабораторных условиях. Так как станция работает на индивидуальном питании (аккумуляторе), при регистрации колебаний зданий и грунта строительной площадки сборка МИСС проводится на местах установки сейсмических датчиков.

Здесь приводим коротко методику измерения скорости распространения волн в грунте и формулы для вычисления упругих свойства грунта площадки.

При инструментальных исследованиях по определению скорости распространения продольных и поперечных волн в грунте, в натуральных условиях вдоль поверхности строительной площадки на определенном расстоянии друг от друга расставляются сейсмические датчики (рис. 2), которые имеют идентичные характеристики. На некотором расстоянии от первой измерительной точки (ИТ1) создается возмущение, в результате которого в грунтовой среде распространяются волны, например, удар кувалдой об грунт, сброс груза с некоторой высоты или опытные взрывы небольшой мощности. Сейсмические приборы, установленные на измерительных точках, фиксируют по очереди время вступления t_p и t_s соответственно фронтам продольных и поперечных волн вдоль площадки. С помощью записей, произведенной МИСС, из разницы моментов вступления волн по пунктам наблюдений ($\Delta t = \Delta t_{i+1} - \Delta t_i$) с учетом расстояний между ними (l_i) вычисляются скорости распространения продольных и поперечных волн по строительной площадке, которые позволяют вычислить другие характеристики грунта.

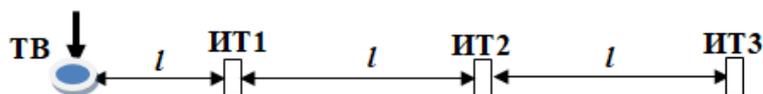


Рис. 2. Схема регистрации скорости распространения волн в грунте

На рис. 2 показана примерная схема регистрации скорости распространения волн в грунте. Здесь: ТВ – точка возмущения (место удара кувалдой в грунт); ИТ1, ИТ2 и ИТ3 – измерительные точки; l_1 – расстояние между точкой возмущения (ТВ) и ИТ1; l_2 и l_3 – расстояние между измерительными точками ИТ1 ÷ ИТ3, которое определяется в зависимости от мощности удара и чувствительности измерительного комплекса.

По значениям разницы во времени вступления волны по измерительным точкам определяются скорости распространения продольных и поперечных волн по следующим формулам:

$$C_p = L/\Delta t_p, \quad C_s = L/\Delta t_s, \quad (1)$$

где C_p и C_s – скорость продольных и поперечных волн, L – расстояния между пунктами наблюдений, Δt_p и Δt_s – время вступления продольных и поперечных волн.

Используя полученные инструментальные данные, вычисляются механические характеристики грунта по следующим формулам [5, 6]:

$$\begin{aligned} \mu &= (C_p^2 - 2C_s^2) / 2(C_p^2 - C_s^2), \quad E_e = \gamma C_s^2 (3C_p^2 - 4C_s^2) / 2g(C_p^2 - C_s^2), \\ \sigma_{cd} &= C_s^2 \gamma / g, \quad K = (C_p^2 - \frac{4}{3}C_s^2) \gamma / g, \quad \lambda = (C_p^2 - 2C_s^2) \gamma / g, \quad G_e = C_p \gamma / g, \end{aligned} \quad (2)$$

где g – ускорение силы тяжести, m/c^2 ; γ – объемный вес грунта; μ – коэффициент Пуассона; E_e – модуль деформации; σ_{cd} – модуль сдвига; K – модуль объемного сжатия; λ – константа Ламе; G_e – акустическая жесткость.

Кроме указанных параметров, из инструментальных измерений определяются толщина верхнего слоя (H_t), преобладающая частота (ω_0) и декремент затухания (α_0) колебания грунта строительной площадки.

Экспериментальные исследования свойства грунта строительной площадки проводится в следующей последовательности:

I этап: запись микросейсмических колебаний грунта. Проводится минимум 4–5 серий записей в течение 15–20 минут каждая, и по результатам обработки инструментальных измерений определяются преобладающие частоты и декременты затухания колебаний грунта;

II этап: регистрация колебания грунта по измерительным точкам при ударе кувалдой. Проводится минимум 10–15 серий ударов кувалдой в грунт и по результатам обработки инструментальных измерений определяются скорости распространения продольных и поперечных волн, а также толщина верхнего слоя грунта строительной площадки.

Для определения динамических характеристик зданий сборка и подготовка к работе МИСС, как правило, проводится на чердаке или на верхнем этаже, где будут установлены сейсмические датчики. При этом сейсмические датчики устанавливаются в многоэтажном здании на полу верхнего этажа, если пол имеет жесткое покрытие (бетон, мрамор, кафель и др.). Если полы верхнего этажа деревянные, то датчики можно устанавливать на подоконниках этажа, так как деревянные полы из-за гибкости не идентифицирует микросейсмические колебания здания.

В случае одноэтажного здания сейсмические датчики устанавливаются на чердаке в середине здания на железобетонном покрытии. При деревянных чердачных перекрытиях датчики следует установить на верхних торцах несущих стен, предварительно очистив место для установки.

При проведении экспериментальных исследований сейсмометры устанавливаются во взаимно перпендикулярных направлениях в соответствии с главными осями здания. Затем сейсмометры приводятся в рабочее состояние путем установки периодов собственных колебаний маятников в соответствии с паспортными данными. Сейсмометры соединяются с блоком регистрации и ноутбуком. Для определения чувствительности измерительных каналов производятся тестовые записи колебаний здания в микросейсмическом режиме. Продолжительность регистрации колебаний здания должна быть не менее 10–15 минут, чтобы определить все необходимые динамические характеристики колебания зданий с высокой точностью. Наблюдения за микросейсмическими колебаниями здания проводятся в режиме реального времени на мониторе ноутбука, пока на экране не появятся четкие записи собственных колебаний здания блока. Этот процесс повторяется несколько раз для повышения точности зарегистрированных инструментальных данных.

С помощью мобильной инженерной станции проводились серии инструментальных измерений микросейсмических колебаний зданий по изложенной методике согласно структурной схеме измерительного комплекса (рис. 1). Для записи сигналов сейсмометров и их просмотра на ноутбуке использовался язык программирования Processing 2.1, производный от языка программирования JAVA. Для регистрации сигналов сейсмометров создана программа, позволяющая одновременно проводить запись по каналам и просмотр записанной информации в графическом виде. Имеется также возможность для детального анализа сигналов сейсмометров в редакторе Excel. По результатам обработки и анализа измерений микросейсмических колебаний зданий из полученных инструментальных данных определены периоды и декременты затухания собственных колебаний зданий в поперечном и продольном направлениях.

Расчет эксплуатируемых зданий на сейсмические воздействия проводится с учетом объемно-планировочных и конструктивных решений и использованием результатов инструментально-обследовательских исследований строительных конструкций и свойств грунта площадки объекта. Существуют разные программные комплексы для вычисления собственных периодов и частоты колебания, перемещения и напряжения в конструкциях зданий в соответствии с интенсивностью сейсмического воздействия. При определении динамических характеристик и оценки сейсмостойкости зданий применяли программный комплекс Лира 9.6, используя исходные материалы. Подготовка исходных материалов для расчета здания проводится в следующей последовательности:

- общие данные по территории строительной площадки и для расчета здания по нормативному документу КМК 2.01.03-19 «Строительство в сейсмических районах»;

- подготовка геометрических параметров и чертежей здания, планы этажей и разрезы по осям здания, пространственной расчетной схемы с соответствующими конечными элементами;

- определение расчетных показателей здания по нормативным документам, коэффициенты ответственности, этажности, регулярности здания, поправочный коэффициент, коэффициенты повторяемости землетрясений, сейсмичности площадки, индекс региона, категория грунта, количество форм колебаний, декремент колебания здания, вид матрицы масс для расчета здания;

- прочностные и механические характеристики материалов конструкции здания;

- сбор внешних нагрузок, постоянные нагрузки, длительные нагрузки, кратковременные нагрузки, сейсмические нагрузки по главным осям здания по карте СМР региона.

При расчетах использованы механические характеристики кирпичной кладки, приведенные в СНИП II-22-81. Модуль упругости кирпичной кладки по СНИП II-22-81 определяется в следующем виде:

$$E_0 = \alpha k R, \quad (3)$$

здесь коэффициент k (табл. 14, СНИП II-22-81), характеризующий вид кладки, принимаем 2, коэффициент α (табл. 15, СНИП II-22-81), характеризующий упругость кладки, принимаем 1000 на основе прочностных характеристик кирпичной кладки, R – расчетное сопротивление кладки на сжатие. В результате расчета по полученным данным кирпичной кладки модуль упругости составляет: $E_0 = 1000 \cdot 2 \cdot 13 = 26000$ кгс/см², коэффициент Пуассона кирпичной кладки: $\mu = 0.25$, удельный вес кирпичной кладки составляет: $\gamma = 1800$ кгс/м³. Декремент затухания колебаний здания принять по табл. 2.9 [16]: $\delta = 0,3$.

Для бетонных изделий получены следующие механические свойства: $E = 300000$ кгс/см², коэффициент Пуассона – $\mu = 0,2$, удельный вес бетонного изделия – $\gamma = 2500$ кгс/м³.

С учетом перечисленных данных формируется протокол расчета по загрузениям, и по результатам расчета определяются динамические характеристики и прочностные параметры здания в соответствии с сейсмичностью строительной площадки.

Результаты и их анализ. Масштабы последствий и возможные разрушения при сильных землетрясениях зависят в основном от своевременно принятых превентивных мер по обеспечению сейсмостойкости зданий и сооружений, обучения населения антисейсмическим мероприятиям и действий структуры быстрого реагирования. Для уменьшения человеческих жертв и сохранения материальных ценностей следует выполнять требования норм и правил проектирования и строительства зданий и сооружений в сейсмических районах. Также проводить оценку сейсмостойкости зданий и сооружений, построенных без антисейсмических мероприятий и по старым строительным нормам [9–16] с учетом срока их службы, состояния конструкций, усталости и износа строительных материалов.

В первой половине прошлого века здания и сооружения были построены без требований официально утвержденных антисейсмических мероприятий, так как технические условия, положения и нормы по проектированию и строительству зданий и сооружений в сейсмических районах [9–16] последовательно начали действовать со второй половины XX века. Поэтому эксплуатируемые здания и сооружения, построенные до принятия нормативных документов, имеют разные конструктивные решения и в основном построены с использованием местных строительных материалов.

Начиная с 50-х годов прошлого века, при проектировании и строительстве зданий и сооружений в сейсмических районах, впервые введены строительные технические условия, положения и нормы [9–11]. Со временем, с учетом последствий происходящих землетрясений, результатов научно-технических исследований по сейсмостойкости сооружений и развития технологии строительства регулярно совершенствовались нормы и правила [12–16] по проектированию и строительству зданий и сооружений в сейсмических районах. Поэтому действующие в настоящее время нормы существенно отличаются от принятых первоначальных вариантов требований по сейсмостойкому строительству. Построенные здания и сооружения в разные периоды отличаются по объемно-планировочным и конструктивным решениям, а также по строительным материалам.

В качестве примера приводим некоторые сопоставительные данные по нормам ПСП 101-51 и СН-8-57 с данными действующей КМК 2.01.03-19 для территорий сейсмичностью 8/9 баллов соответственно:

- длина и высота здания не более: 40x12/30x10 м; 50x16/40x12 м; 24x5/18x4.5 м;
- высота этажа не более: 6/5 м; 6/5 м; 4/3.5 м;
- шаг поперечных стен не более: 16/12 м; 16/12 м; 9/7.2 м;
- отношение высоты этажа к толщине внутренней стены не более: 12/9; 12/9; 12/12;
- ширина простенки не менее: 0.9/1.15 м; 1.2/1.5 м; 1.16/1.55 м и т.п.

Следует отметить, что до Ташкентского землетрясения 1966 года в основном здания были построены из жженных кирпичей, позже, в конце 1960-х и начале 1970-х годов, в конструкциях построенных зданий преимущественно использовались железобетонные элементы. Здесь приводим результаты и анализ инструментально-расчетных исследований динамических характеристик, объемно-планировочных и конструктивных решений зданий, построенных до применения нормативных документов и по требованиям норм [10, 11]. В качестве примера рассмотрим некоторые одно- и многоэтажные здания общеобразовательных школ и дошкольных образовательных учреждений (ДОУ), построенных на территориях городов Ташкента и Андижана с разными физико-механическими свойствами грунтов строительных площадок.

Для предварительной оценки сейсмичности районов вдоль поверхности строительных площадок объектов были расставлены сейсмические датчики и получены записи колебания грунтов при микросейсмическом режиме и серии ударов о грунт кувалдой. В качестве примера, на рис. 3 приведены записи микросейсмических колебаний грунта, а на рис. 4 записи колебания грунта при серии ударов и разовом ударе о грунт кувалдой на строительной площадке объекта.

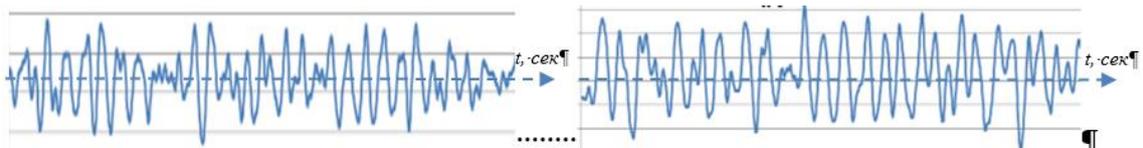


Рис. 3. Записи микросейсмических колебаний грунта строительной площадки: шаг по времени $\Delta t=1/250$

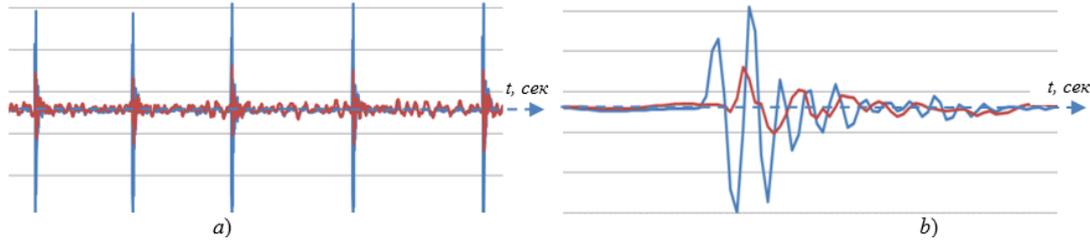


Рис. 4. Записи колебания грунта строительной площадки при серии ударов (а) и разовом ударе (б) в грунт кувалдой: шаг по времени $\Delta t=1/250$

По результатам обработки записей определены механические характеристики грунтов строительных площадок объектов, расположенных в городах Андижане и Ташкенте. Полученные данные показывают, что строительные площадки обследованных объектов состоят из грунтовых условий, существенно отличающихся по физико-механическим и сейсмическим свойствам. В качестве примера в выражении (4) приведены данные для строительной площадки объекта в г. Андижане, а в выражениях (5) и (6) для территорий объектов в г. Ташкенте соответственно:

$$C_p=240 \text{ м/с}; C_s=145 \text{ м/с}; \omega_0=3,0 \text{ Гц}; \alpha_0=0,48; H_t=8,0 \text{ м}; \mu=0,35; E_r=468 \text{ кг/см}^2; \sigma_{сд}=386 \text{ кг/см}^2; K=543 \text{ кг/см}^2; \lambda=286 \text{ кг/см}^2; G_r=0,04 \text{ кг/см}^3 \cdot \text{сек.} \quad (4)$$

$$C_p=400 \text{ м/с}; C_s=200 \text{ м/с}; \omega_0=6,0 \text{ Гц}; \alpha_0=0,30; H_t=4,7 \text{ м}; \mu=0,33; E_r=980 \text{ кг/см}^2; \sigma_{сд}=735 \text{ кг/см}^2; K=1959 \text{ кг/см}^2; \lambda=1469 \text{ кг/см}^2; G_r=0,07 \text{ кг/см}^3 \cdot \text{сек.} \quad (5)$$

$$C_p=800 \text{ м/с}; C_s=400 \text{ м/с}; \omega_0=10,0 \text{ Гц}; \alpha_0=0,26; H_t=4,0 \text{ м}; \mu=0,33; E_r=3918 \text{ кг/см}^2; \sigma_{сд}=2939 \text{ кг/см}^2; K=7837 \text{ кг/см}^2; \lambda=5878 \text{ кг/см}^2; G_r=0,15 \text{ кг/см}^3 \cdot \text{сек.} \quad (6)$$

По результатам инструментально-расчетных исследований предварительную сейсмичность строительных площадок объектов г. Андижана можно отнести к 9 и более балльной зоне, а грунт площадки по сейсмическим свойствам к третьей категории. Предварительную сейсмичность строительных площадок объектов г. Ташкента следует отнести к 8-9 балльной зоне, а грунты ко второй и третьей категории по сейсмическим свойствам. Толщина верхнего слоя грунта площадки около – 4.0÷8.0 м в г. Андижане и 3.0÷6.0 м в г. Ташкенте, по регионам с преобладающей частотой колебания грунта в пределах 2.0÷10 Гц. Акустическая жесткость грунтов территорий обследованных объектов находится в пределах $G_r=0.04 \div 0.15 \text{ кг/см}^3 \cdot \text{сек}$ соответственно регионам. Следует отметить, что полная характеристика грунтов и сейсмичности территорий строительства объектов определяются на основе инженерно-геологических и гидрогеологических изысканий.

1. Одноэтажные кирпичные здания.

1. Здание школы №12, расположенное по адресу г. Андижан, ул. Маориф, 32 построено в 1905 году без подвального помещения. Здание имеет сложную форму с размерами в плане по главным осям 13.5х39.0 м. Высота от пола до потолка – 3.9 м. Несущими стенами в здании являются продольные и поперечные стены с толщиной – 0.74 м. Перекрытие выполнено из деревянных балок, которые опираются на продольные и поперечные несущие стены. Шаг поперечных стен составляют от 3.3 м до 8.3 м. Пролеты продольных стен равны: 7.0 м; 6.4 м; 4.9 м. Размер оконного проема составляет 1.4х2.1 м, ширина простенки: 0.74 м и 1.55 м.

На рис. 5 приведены отрезки записей микросейсмических колебаний по главным осям здания. По результатам обработки и анализа инструментальных измерений определены периоды и декременты затухания собственных колебаний:

$$T_{\text{поп}} = 0.16 \text{ сек}; \delta_{\text{поп}} = 0.56; T_{\text{про}} = 0.17 \text{ сек}; \delta_{\text{про}} = 0.54. \quad (7)$$

Как видно из приведенных в (7) данных, здание в продольном и поперечном направлениях имеет почти одинаковые периоды свободных колебаний и соответствующие им коэффициенты затухания.

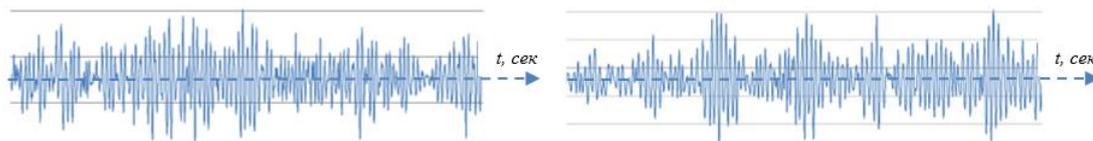


Рис. 5. Микросейсмические продольные и поперечные колебания: шаг по времени $\Delta t=1/250$

2. Здание ДООУ №3, расположенное по адресу: г.Андижан, проспект Алишера Навои 65, построено в 1943 году без подвала. Здание прямоугольной формы в плане с размером 5.9×35.3 . Высота от пола до потолка – 2.9 м. Стены выполнены из жженого и сырого кирпича. Несущими стенами в здании являются продольные стены, толщина которых составляет 0.52 м. Перекрытия – деревянные брусчатки, опираются на продольные несущие стены. Размеры оконных и дверных проемов составляют соответственно: 0.9×1.76 м, 1.42×1.76 м; 1.28×2.44 м. Ширина простенки: 0.32 м и 0.44 м. Шаг поперечных стен составляет: 2.6 м, 5.5 м и 11.1 м. Пролет продольных стен – 5.9 м. В результате обследования выявлены дефекты и повреждения. Техническое состояние здания оценивается как неудовлетворительное.

На основе результатов вычислений определены собственные периоды свободных колебаний здания в продольном и поперечном направлениях. Периоды и декременты затухания свободного колебания здания по главным осям равны:

$$T_{\text{про}} = 0.24 \text{ сек}; \delta_{\text{про}} = 0.30; T_{\text{поп}} = 0.24 \text{ сек}; \delta_{\text{поп}} = 0.30. \quad (8)$$

В инструментальных измерениях микросейсмических колебаний одноэтажных зданий [3–5], построенных по требованиям нормы, как правило, периоды и частота основного тона собственных колебаний получаются в пределах: $T=0.10$ сек; $\omega=10.0$ Гц. В данном случае в одноэтажных зданиях измеренные и расчетные собственные периоды в полтора и два раза больше, чем в построенных по требованиям нормы сейсмостойкого строительства, хотя толщина стен у обследованных зданий намного больше. Существенное отличие объясняется тем, что деревянные перекрытия не создают жесткий диск, и стены работают отдельно друг от друга, что приводит к увеличению периода собственных колебаний.

Сравнивая фактические параметры конструктивных систем с предельными по КМК 2.01.03-19 установили, что обследованные здания (I.1) и (I.2) не соответствуют требованиям нормы сейсмостойкого строительства по параметрам: длина здания; шаг поперечных стен; ширина простенков. В этих зданиях антисейсмический пояс не устроен и разделение зданий антисейсмическим швом не выполнено, несущие стены здания (I.2) построены из низкопрочных материалов.

II. Двухэтажные кирпичные здания.

1. Здание школы №207, расположенное по адресу: г.Ташкент, Мирзо-Улугбекский район, ул. Буюк ипак йули, 368, построено в 1947 году без подвального помещения. Здание в плане имеет П-образную форму с размерами по главным осям 10.6×58.3 м и двумя выступами с размерами: 11.6×13.2 м. Стены здания выполнены из полнотелого жженого кирпича на цементно-песчаном растворе. Толщина наружных продольных и поперечных стен первого этажа – 500 мм, второго этажа – 450 мм. Толщина внутренних продольных и поперечных стен первого и второго этажей – 450 мм. Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены. Высота этажа от пола до плиты перекрытия составляет – 2.8 м на первом этаже и 3.3 м на втором этаже. На этажах здания перекрытие устроено по деревянным балкам. Шаг поперечных стен здания: 3.0 м и 8.6 м. Пролеты продольных стен здания: 3.7 м и 8.7 м. Ширина простенков между оконными проемами составляет: 1.45 м и 1.55 м, а ширина проемов – 1.4 м. Фундамент – ленточный из кирпичной кладки.

При капитальном ремонте наружные и внутренние стены были усилены с помощью стальных сеток размером 100x100 мм из внутренней стороны, 150x150 мм с наружной стороны, оконные и дверные проемы были частично обрамлены с помощью стального уголка. Над оконными и дверными проемами в стенах устроены сборные железобетонные перемычки с размером поперечного сечения 400x250 мм на всю толщину стены. Кроме того, обнаружены обвязочные пояса и металлические стяжки продольных стен на уровне поперечных стен здания, встроенные после Ташкентского землетрясения 1966 года.

2. Здание школы №73, расположенное по адресу: г. Ташкент, Яккасарайский район, ул. Бабура 17, построено в 1936 году без подвального помещения. Здание в плане Г-образное с размерами: 15.6x52.7 м + 2.8x12.4 м. Стены здания выполнены из полнотелого жженого кирпича на цементно-песчаном растворе. Толщина наружных продольных и поперечных стен первого и второго этажа составляет – 600 мм, внутренней продольной и поперечной стены – 450 мм. Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены. Высота этажа от пола до плиты перекрытия – 3.1 м. На этажах здания перекрытие устроено по деревянным балкам. Шаг поперечных стен составляет от 2.8 м до 11.5 м. Пролеты продольных стен от 2.3 м до 6.6 м. Ширина проемов составляет 0.9 м и 1.5 м, а ширина простенки – 5 м. Над оконными и дверными проемами в стенах устроены клинообразные перемычки из кирпичной кладки на всю толщину стены. Фундамент – ленточный из кирпичной кладки.

3. Здание школы №34, а, расположенное по адресу: г. Ташкент, Шайхантахурский район, ул. Узгариш, 58, построено в 1936 году без подвального помещения. Здание в плане прямоугольной формы имеет размеры: 17x52.1 м. Стены здания выполнены из полнотелого жженого кирпича на цементно-песчаном растворе. Толщина наружных и внутренних продольных и поперечных стен первого и второго этажа 540 мм. Высота этажа от пола до плиты перекрытия составляет – 3.4 м на первом этаже и 3.7 м на втором этаже. Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены. Шаг поперечных стен составляет от 6.4 м до 8.5 м, а пролеты здания до 5.6 м. Ширина оконных проемов – 1.5 м, а ширина простенков составляет: 1.2 и 1.3 м. Над оконными и дверными проемами в стенах перемычки устроены из кирпичной кладки в клинчатой форме на всю толщину стены. Фундамент – ленточный из кирпичной кладки. В здании перекрытие устроено по деревянным балкам, что не обеспечивает пространственной жесткости конструкции.

Оконные и дверные проемы были частично обрамлены с помощью стального уголка. Обнаружены обвязочные пояса и металлические стяжки продольных и поперечных стен на уровне перекрытия здания, устроенные после Ташкентского землетрясения 1966 года.

4. Здание школы №10, расположенное по адресу: г. Ташкент, Шайхантахурский район, ул. А. Юсупова, 105, построено в 1938 году без подвального помещения. Здание в плане прямоугольной формы имеет размеры: 16.2x53.3 м. Стены здания выполнены из полнотелого жженого кирпича на цементно-песчаном растворе. В холе первого этажа в продольном направлении спроектированы четыре колонны из кирпичной кладки размером поперечного сечения 0.7x0.7 м.

Толщина наружных продольных и поперечных стен первого этажа 600 мм, внутренних продольных стен составляет 600 мм и 450 мм. Толщина внутренних поперечных стен первого этажа составляет 550 мм. Толщина наружных продольных и поперечных стен второго этажа 550 мм, внутренних продольных стен 450 мм, поперечных стен 550 мм. Высота этажа от пола до перекрытия составляет – 3.6 м, до поперечного ригеля – 3.1 м. Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены. Шаг поперечных стен составляет от 1.4 м до 6.6 м, пролет продольных стен здания до 6.55 м. Ширина оконных проемов составляет от 1.0 м до 1.65 м, простенков: 0.85 м и 2.3 м. Над оконными и дверными проемами перемычки устроены из кирпичной кладки в клинчатой форме на всю толщину стены. Перекрытие в здании устроено по деревянным балкам, что не обеспечивает пространственной жесткости конструкции. Фундамент – ленточный из кирпичной кладки.

Выявлено частичное усиление стен, т.е. обнаружены обвязочные пояса и металлические стяжки продольных и поперечных стен на уровне перекрытия здания, встроенные после Ташкентского землетрясения 1966 года.

5. Здание школы №20, расположенное по адресу: г.Ташкент, Шайхантахурский район, ул.Тахтапул, 26, построено в плане Т-образной формы в 1935 году без подвала. Здание в плане имеет по главным осям размеры: 10x67.6 м и выступ в середине здания в сторону дворовой части размером: 18.2x12.6 м. Основными несущими конструкциями здания являются продольные кирпичные стены. Толщина наружных продольных стен – 0.7 м. Толщина внутренней продольной и поперечных стен составляет 0.64 м. Высота этажа от пола до потолка составляет 3.65 м. Размеры оконных и дверных проемов составляют соответственно: 2.0x2.06 м и 1.45x2.45 м. Простенок между окнами – 1.28 м. Шаг поперечных стен здания составляют от 3.6 м до 15.6 м. Пролет продольных стен: 3.6 м и 6.4 м. Перекрытие и покрытие здания блока выполнено из деревянных балок, которые опираются на продольные несущие стены. Фундамент – ленточный из кирпичной кладки.

III. Трехэтажные кирпичные здания.

1. Здание школы №105, расположенное по адресу: г.Ташкент, Юнусабадский район, ул. Минг урик, 2, построено в 1947 году с подвалом. Размеры здания в плане составляют: 13.5x42.5 м. Толщина наружных продольных стен во всех этажах – 510 мм, а внутренних, продольной и поперечной стен – 400 мм. Высота от пола до потолка во всех этажах – 3.3 м. Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены. Шаг поперечных стен от 2.7 до 11.22 м, что превышает допустимый на 7.2 м. Ширина простенков между оконными проемами составляет от 0.3 м до 1.26 м, что не соответствует требуемой – не менее 1.55 м. Ширина проемов составляет от 0.9 до 1.5 м, что соответствует допустимому значению – не больше 2.5 м.

Конструкция перекрытия подвала выполнена в виде монолитных железобетонных плит, а по этажам перекрытия выполнены из деревянных балок, которые опираются на продольные несущие стены.

2. Здание школы №43, расположенное по адресу: г.Ташкент, Юнусабадский район ул. Ниёзбек йули, 19, построено в 1920 году без подвала. Здание в плане Т-образной формы размерами: 16x54.7 м +12.4x3.4 м. Высота от пола до потолка – 3.44 м. Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича, на цементно-песчаном растворе. Толщина продольных стен во всех этажах составляет 0.65 м, а поперечных внутренних стен – 0.55 м. Размеры оконных и дверных проемов составляют соответственно: 1.46x2.04 м и 1.44x2.43 м. Простенок между окнами – 1.34 м. Шаг поперечных стен здания составляет от 4.3 м до 8.8 м. Пролеты продольных стен составляют: 6.55 м, 3.65 м и 6.65 м. Перекрытие и покрытие здания блока выполнено из деревянных балок, которые опираются на продольные несущие стены. Фундамент – ленточный из кирпичной кладки.

IV. Четырехэтажное кирпичное здание (шк. №94), расположенное по адресу: г.Ташкент, Мирабадский район, ул. Нукус, 26/1, построено в 1926 году с подвальным помещением. Здание имеет в плане Н-образную форму с размерами по осям: 22.1x63.4 м. В подвальном помещении перекрытие организовано из монолитного железобетона, на остальных этажах перекрытия устроены по деревянным балкам. Стены здания выполнены из полнотелого жженого кирпича на цементно-песчаном растворе. Толщина наружных и внутренних продольных и поперечных стен подвального этажа 700 мм. Толщина наружных продольных и поперечных стен первого и второго этажей 700 мм, а внутренних продольных и поперечных стен 600 мм. Толщина наружных и внутренних продольных и поперечных стен третьего и четвертого этажей 650 мм. Высота подвального помещения – 3.3 м. Высота этажей от пола до потолка – 3.5 м. Несущими вертикальную нагрузку являются продольные стены. Шаг поперечных стен составляют до 9.2 м. Пролет продольных стен здания до 6.4 м. Ширина проемов до 2.1 м. Ширина простенков – 1.2 м.

Над оконными и дверными проемами в стенах перемычки устроены из кирпичной кладки в клинчатой форме на всю толщину стены, что не отвечает требованиям нормы сейсмостойкого строительства. Перекрытия здания по этажам устроены по деревянным балкам, что не обеспечивает пространственной жесткости конструкции.

При проведении реконструкции наружные и внутренние стены были усилены с помощью стальных сеток размером 150x150 мм с наружной и внутренней стороны. В середине здания при усилении предусмотрены поперечные рамы из швеллеров размером 5x80x220 мм с оттяжкой с помощью стального прута, обрамление оконных и дверных проемов с помощью стальных профилей. После Ташкентского землетрясения проведено усиление здания с помощью обвязочных поясов из швеллера и металлических стяжек продольных и поперечных стен на уровне перекрытия.

На основе изложенной выше методики проведены инструментальные исследования динамических характеристик обследованных двухэтажных (II.1)-(II.5), трехэтажных (III.1)-(III.2) и четырехэтажного (IV) кирпичных зданий с помощью измерительного комплекса. На рис.6 в качестве примера приведены отрезки записей микросейсмических колебаний двух-, трех- и четырехэтажного зданий по продольным и поперечным осям объектов.

Из рис.6 видно, что с повышением этажности в записях ярко выражается процесс колебания и преобладающая частота свободных колебаний зданий.

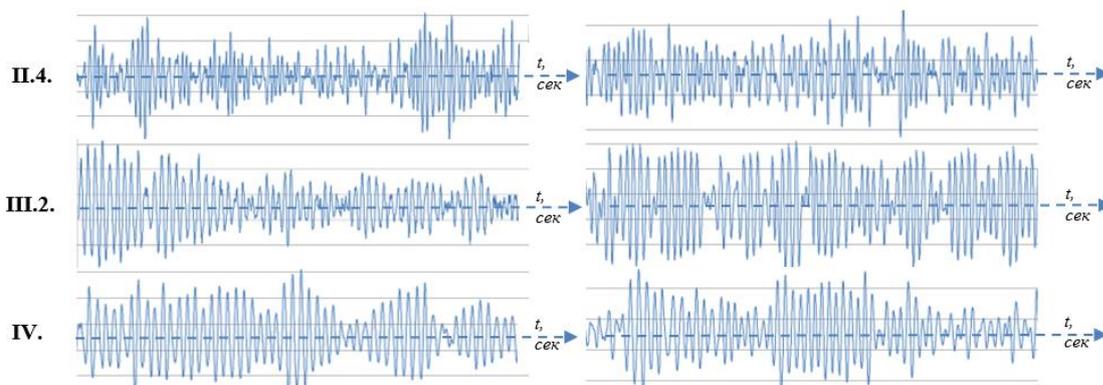


Рис. 6. Микросейсмические колебания двух-, трех- и четырехэтажных зданий в продольном и поперечном направлениях: шаг по времени $\Delta t=1/250$

Обработаны зарегистрированные записи микросейсмических колебаний зданий и определены динамические характеристики зданий (табл. 1) по результатам инструментальных измерений по главным осям (x, y) объектов.

Таблица 1

Собственные периоды и декременты затухания колебаний

№ объекта	Измеренные данные				Расчетные данные			
	продольные		поперечные		продольные		поперечные	
	T_x , сек	δ_x	T_y , сек	δ_y	T_x , сек	δ_x	T_y , сек	δ_y
II.1.	0.17	0.30	0.21	0.21	0.29	0.30	0.31	0.30
II.2.	0.27	0.14	0.24	0.17	0.38	0.30	0.27	0.30
II.3.	0.26	0.17	0.29	0.14	0.41	0.30	0.31	0.30
II.4.	0.21	0.21	0.19	0.22	0.29	0.30	0.18	0.30
II.5.	0.21	0.21	0.34	0.34	0.47	0.30	0.47	0.30
III.1.	0.29	0.24	0.27	0.27	0.39	0.30	0.41	0.30
III.2.	0.33	0.25	0.29	0.31	0.31	0.30	0.31	0.30
IV.	0.30	0.20	0.26	0.27	0.28	0.30	0.42	0.30

На основе расчетных исследований определены периоды собственных колебаний зданий по десяти формам в продольном (x) и поперечном (y) направлениях. В табл. 1 приведены результаты инструментальных измерений и проведенных вычислений периодов основного тона собственных колебаний зданий и соответствующие им декременты затухания.

Из приведенных инструментально-измеренных данных видно, что двухэтажные здания (II.1) ÷ (II.4) в продольном и поперечном направлениях имеют почти одинаковые периоды свободных колебаний и соответствующие им коэффициенты затухания. Здание II.5 в плане T-образной формы имеет длину намного больше, чем предыдущие объекты, что привело к увеличению периода поперечных свободных колебаний здания.

Трехэтажные (III.1) ÷ (III.2) и четырехэтажное (IV) здания имеют почти одинаковые динамические характеристики, причиной того является проведенное усиление в конструкциях четырехэтажного здания, что привело к уменьшению периода собственных колебаний здания.

В результате проведенных расчетов установлено, что период основного тона собственных колебаний зданий, кроме объекта (III.2), при теоретических расчетах намного больше, чем полученные периоды при измерениях микросейсмических колебаний, т.е. разница измеренных и расчетных данных составляет до 40%, что необходимо учесть при оценке сейсмостойкости эксплуатируемых сооружений. Измеренные значения декрементов затухания колебаний зданий во многих случаях меньше, чем расчетные данные и имеют разные значения по продольным и поперечным осям объектов.

V. Кирпичные здания, построенные в соответствии с требованиями нормы. Формирование требований по сейсмостойкому строительству началось с момента разработки технических условий [9] для проектирования зданий и сооружений в сейсмических районах, а с ноября 1951 года в виде положения [10] по строительству в сейсмических районах. Введено в действие с ноября 1957 года требование по сейсмостойкому строительству в виде нормы и правила [11] строительства в сейсмических районах, которое в обновленном виде периодически действуют до настоящего времени. Для оценки степени соответствия требованиям действующих норм здесь приводим результаты обмерно-обследовательских и инструментально-расчетных исследований зданий, построенных в 1950-60 годах по требованиям нормы ПСП 101-51 и СН-8-57.

1. Двухэтажное кирпичное здание ДООУ №153, расположенное по адресу: г. Ташкент, Мирзо-Улугбекский район, ул. Геологов, 22, построено в 1961 году без подвала. Здание прямоугольной формы в плане с размерами: 10.6x34.0 м. Высота этажа от пола до потолка составляет – 3.0 м. Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича. Несущими конструкциями являются поперечные стены, толщина которых составляет 0.51 м. Шаг поперечных стен составляет: 3.8 м, 4.9 м и 6.4 м. Пролеты продольных стен составляют 4.6 м и 6 м. Размеры оконных проемов составляют: 2.4x1.9 м, 1.47x1.9 м. Ширина простенков между окнами составляет: 1.35 м; 1.41 м; 2.35 м; 2.9 м и 3.47 м. Перекрытие выполнено из сборных многпустотных плит, которые опираются на поперечные несущие стены.

Соответствия здания действующим нормам сейсмостойкого строительства: длина и высота здания – не соответствует; шаг поперечных стен и пролет – соответствует; ширина проемов – соответствует; отношение высоты этажа к толщине стены – соответствует; количество продольных стен – соответствует; разделение здания антисейсмическими швами на отсеки – не соответствует.

2. Двухэтажное кирпичное здание ДООУ №219, расположенное по адресу: г. Ташкент, Мирзо-Улугбекский район, ул. Хуросона, 3, построено в 1961 году с подвалом. Подвальное помещение устроено по всей площади первого этажа высотой – 2,0 м. Здание прямоугольной формы в плане с размерами: 11.1x32.1 м. Высота этажа от пола до потолка составляет – 3.4 м. Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича. Несущими стенами в здании являются поперечные стены, толщина наружных продольных и поперечных стен составляет 0.56 м, а внутренних поперечных стен – 0.44 м. Толщина продольных и поперечных стен подвала – 0.42 м.

Шаги поперечных стен составляют: 3.6 м; 4.8 м; 6.4 м. Пролет продольных стен – 10.6 м. Перекрытие выполнено из сборных многпустотных железобетонных плит, которые

опираются на поперечные несущие стены. Размеры оконных проемов составляют: 1.0х2.4 м и 1.56х2.4 м. Простенки между окнами составляют: 0.44 м и 1.29 м. Оконные проемы подвального помещения имеют размеры – 0.93х1.12 м, а дверной проем – 0.85х1.73 м.

Соответствия здания действующим нормам сейсмостойкого строительства: длина и высота здания – не соответствует; пролет продольных стен – не соответствует; ширина простенков – не соответствует; отношение высоты этажа к толщине стены – соответствует; количество продольных стен – не соответствует; разделение здания антисейсмическими швами – не выполнено.

3. Трехэтажное кирпичное здание школы №14, расположенное по адресу: г. Андижан, ул. Мира, 3, построено в 1957 году с подвальным этажом. Здание в плане прямоугольной формы с размерами 9.6х94 м, которое с помощью антисейсмического шва разделено на два отсека с длинами: 47.24 м и 46.86 м. Длина отсеков здания не соответствует требованиям нормы, т.е. превышает допустимое значение – 18 м. Высота от пола до потолка – 3.2 м. Основными несущими конструкциями здания являются продольные кирпичные стены. Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича 250х120х65 мм на цементно-песчаном растворе. Толщина наружных стен составляет 0.51 м, а внутренней продольной стены 0.38 м. Толщина поперечных стен 0.38 м.

Шаг поперечных стен составляет: от 6.5 до 8.4 м, что не соответствует допустимому значению – 7.2 м. Пролеты здания составляют: от 2.7 до 6.5 м, что превышает допустимое значение – 6.0 м. Высота здания 10.5 м (количество этажей 3), что превышает допустимое значение – 4.5 м. Ширина простенков между оконными проемами составляет: 1.0 м, что не соответствует требуемой не менее – 1.55 м. Ширина проемов составляет 1.8 м, что соответствует допустимому значению не более – 2.5 м. Перекрытие выполнено из железобетонных многопустотных плит с размерами 1.2х2.7 м и 1.2х6.5 м. Высота плиты составляет 0.22 м. Создан жесткий диск перекрытий наличием антисейсмического пояса в конструкции здания, не обнаружено армирование кладки стен.

4. Трехэтажное кирпичное здание школы №54, расположенное по адресу: Ташкентская область, Кибрайский район, городок Мирзо Улугбека, ул. Ломоносова, 1, построено в 1959 году без подвала. Здание в плане прямоугольной формы с размерами 9.5х62.5 м разделено на два отсека с помощью антисейсмического шва с длинами соответственно: 39.4 м и 22.8 м. Длина первого отсека 39.4 м превышает допустимое значение – 24.0 м. Высота от пола до потолка составляет 3.15 м. Высота здания 10.95 м (количество этажей 3), что превышает допустимое значение – 5 м. Стены выполнены из полнотелого жженого кирпича 250х120х65 мм, на цементно-песчаном растворе. Основными несущими конструкциями здания являются продольные кирпичные стены. Толщина поперечных и продольных стен первого этажа – 0.51 м, а на втором и третьем этажах – 0.38 м.

Шаги поперечных стен составляют от 3.6 м до 11.4 м, что не соответствуют допустимому значению – 9.0 м. Пролеты здания состоят из коридора с размером 3 м и учебных комнат – 6.5 м, что не превышает допустимого значения – 9.0 м.

Перекрытие выполнено из железобетонных многопустотных плит с размерами 1х3 м и 1х6.3 м. Высота плиты составляет 0.22 м. Опирание плит выполнено на продольные стены. Создан жесткий диск перекрытий установкой антисейсмического пояса в конструкции здания. Не обнаружено армирование кладки стен.

Определение соответствия параметров обследованных зданий нормам КМК 2.01.03-19 по предельным параметрам выполнено для стены из кирпича при ручной кладке II-ой категории для сейсмичности площадки строительства 8 и 9 баллов. Сравнивая предельные и фактические параметры конструктивных систем объектов $(V.1) \div (V.4)$, установлено, что здания не соответствуют по отдельным параметрам требованиям нормы КМК 2.01.03-19.

На рис. 7 приведены образцы записей микросейсмических колебаний обследованных зданий (V.1) ÷ (V.4) по продольным и поперечным направлениям. По результатам обработки записей микросейсмических колебаний зданий и проведенных расчетов определены (табл. 2) динамические характеристики в поперечном и продольном направлениях.

Из приведенных записей видно, что конструкции зданий работают как единая пространственная система и четко выражается вовлечение её в резонансный процесс и плавное затухание собственных колебаний объекта.

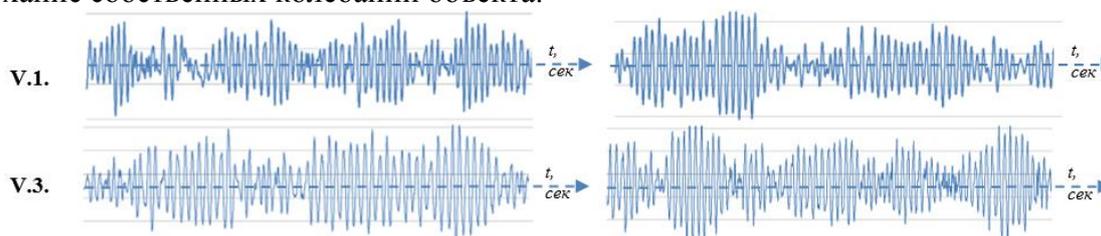


Рис. 7. Микросейсмические продольные и поперечные колебаний двух- и трехэтажных зданий: шаг по времени $\Delta t=1/250$

Таблица 2

№ объекта	Собственные периоды и декременты затухания колебаний							
	Измеренные данные				Расчетные данные			
	продольные		поперечные		продольные		поперечные	
T_x , сек	δ_x	T_y , сек	δ_y	T_x , сек	δ_x	T_y , сек	δ_y	
V.1.	0.16	0.30	0.17	0.29	0.19	0.30	0.19	0.30
V.2.	0.18	0.26	0.18	0.24	0.17	0.30	0.17	0.30
V.3.	0.27	0.34	0.32	0.27	0.44	0.30	0.44	0.30
V.4.	0.17	0.27	0.20	0.29	0.16	0.30	0.25	0.30

Результаты инструментальных и расчетных исследований по определению динамических характеристик двухэтажных зданий (V.1) и (V.2) почти совпадают, небольшая разница указывает на некоторое отличие жесткости строительной конструкции. Измеренные и расчетные собственные периоды трехэтажных зданий (V.3) и (V.4) намного отличаются, что указывает на различия прочностных характеристик и геометрических размеров объектов.

Заключение и рекомендации.

1. Обследованные здания, построенные в первой половине прошлого века, в целом не соответствуют требованиям ныне действующих норм по проектированию и строительству зданий и сооружений в сейсмических районах. По конструктивным решениям здания имеют сложные конфигурации, в плане имеют Н-образную, П-образную, Г-образную и Т-образную формы, выступающие части не отделены от основной части строительной конструкции. При землетрясениях в конструкционной системе зданий будет происходить сложный деформационный процесс, т.е. сопряженные конструктивные элементы в узлах соединения выступающей и основной части здания одновременно будут работать на сжатие-растяжение, изгиб и кручение, что может привести к возникновению трещин (повреждений) в узлах соединения продольных и поперечных стен. Следовало бы установить сейсмические швы между частями зданий, что не было принято в то время по технологии строительства в сейсмических регионах.

Антисейсмический пояс в зданиях на этажах не встроен, по длине здания не предусмотрены антисейсмические швы с целью разделения на отсеки. Все здания имеют деревянные перекрытия, что не обеспечивает пространственной жесткости строительной конструкции, а это является очень важным моментом при обеспечении сейсмостойкости сооружений. Кроме перечисленных, по отдельным фактическим параметрам обследованные здания не соответствуют требованиям нормы сейсмостойкого строительства: длина и высота; шаг поперечных стен; ширина простенков. Также конструктивные решения обследованных зданий не соответствуют конструктивным требованиям нормы КМК 2.01.03-19:

ленточные фундаменты из кирпичной кладки, перемычки выполнены из кирпичной кладки, армирование в сопряжениях стен не выполнено и т.п.

Эксплуатируемые здания испытывали воздействия нескольких сильных землетрясений, в том числе Ташкентского землетрясения 1966 года. По их последствиям здания были усилены с помощью обвязочных поясов из швеллера и металлических стяжек продольных и поперечных стен на уровне перекрытий. Также при проведении реконструкции (капитальном ремонте) наружные и внутренние стены были усилены с помощью стальных сеток с двух сторон, встроены поперечные рамы из швеллеров с оттяжкой с помощью стального прута, проведено обрамление оконных и дверных проемов с помощью стальных профилей. Следует отметить основные критерии оценки сейсмоустойчивости обследованных зданий – это высокое качество строительных материалов и значительная толщина продольных и поперечных стен, а также толщина фундамента из кирпичной кладки. По результатам вскрытия толщина фундамента в пределах одного метра, а по прочности кирпичная кладка в пределах М100÷М150, при этом прочность кирпича зданий, построенных в 1950-60 годах, оказалась около М75.

2. В результате обмерно-обследовательских работ установлено, что здания, построенные в 50-60-х годах прошлого века по некоторым параметрам не соответствуют требованиям ныне действующих норм сейсмостойкого строительства. Определение соответствия параметров зданий нормам КМК 2.01.03-19 по предельным параметрам выполнено для стены из кирпича при ручной кладке II-ой категории для сейсмичности площадки строительства 8 и 9 баллов. Сравнивая фактические параметры конструктивных систем с предельными данными КМК 2.01.03-19 соответственно зданиям, установили, что длина и высота здания – не соответствует; шаг поперечных стен и пролет – не соответствует; ширина простенков между оконными проемами – не соответствует; количество продольных стен – не соответствует; разделение здания антисейсмическими швами на отсеки – не соответствует ныне действующим нормам сейсмостойкого строительства.

Также следует отметить, что практически во всех зданиях нерегулярный шаг поперечных стен и не все поперечные стены имеют конструктивные связи с продольными стенами, что приводит к неравномерному распределению напряжений в системе строительной конструкции.

Кроме этого, также по отдельным характеристикам конструктивных решений обследованные здания не отвечают требованиям действующих норм проектирования зданий и сооружений в сейсмических районах. Например, согласно п.3.5.12 КМК 2.01.03-19 «В сопряжениях стен в кладках должны укладываться арматурные сетки с общей площадью сечения продольной арматуры 1 см^2 длиной 1.5 м через 700 мм по высоте при расчетной сейсмичности 7–8 баллов и 500 мм – при сейсмичности 9 и более баллов. Участки стен и столбцы над чердачными перекрытиями, имеющие высоту более 400 мм, должны быть армированы и усилены монолитными железобетонными включениями, заанкеренными в антисейсмический пояс».

Приведенные требования не выполнены в обследованных зданиях, т.е. не обнаружены армированные кладки в сопряжениях стен, что указывает на несоответствия норм [8] и [9] ныне действующим нормам.

3. Результаты проведенных инструментальных и расчетных исследований показали, что периоды и декременты затухания собственных колебаний зданий имеют разные значения в зависимости от объемно-планировочных и конструктивных решений. В отдельных случаях, результаты инструментально-расчетных исследований динамических характеристик зданий совпадают, т.е. здания имеют почти одинаковые периоды свободных колебаний и соответствующие им декременты затухания. В некоторых случаях, по измеренным данным в продольном и поперечном направлениях периоды свободных колебаний здания немного отличаются, а по расчетным данным они отличаются существенно.

Сравнением измеренных и расчетных данных установлено, что инструментальные динамические характеристики зданий, построенных до применения нормативных документов, существенно отличаются от результатов теоретических исследований, причем эта разница для зданий, построенных по требованиям норм сейсмостойкого строительства не много меньше. Это обстоятельство объясняется тем, что при моделировании зданий условия в местах примыкания деревянных перекрытий со стенами принимаются как шарнирное соединение, а в зданиях с антисейсмическим поясом и железобетонным перекрытием – как жесткое крепление, что более точно отражает конструктивное устройство сопряжения перекрытий со стенами.

В целом, на основе сопоставления расчетных и инструментальных данных выявлено, что период основного тона собственных колебаний зданий при теоретических расчетах намного больше, чем полученные периоды при инструментальных измерениях микросейсмических колебаний объектов. Разница в измеренных и расчетных данных в рассмотренных случаях достигает до 40%, что необходимо учесть при оценке сейсмостойкости эксплуатируемых сооружений. В общем, измеренные значения декрементов затухания колебаний зданий во многих случаях меньше, чем расчетные данные и имеют разные значения по продольным и поперечным осям объектов.

Расхождение объясняется тем, что в расчетных схемах при моделировании зданий и выборе исходных данных полностью учесть реальные состояния всех элементов конструкций и свойства строительных материалов практически невозможно и во многих случаях принимаются их осредненные параметры. Кроме того, в режиме микроколебаний динамическая жесткость определяется начальным модулем упругости, который всегда больше расчетного, что влияет на динамические характеристики сооружения. В результате этих факторов возникает некоторое отличие теоретических данных от инструментальных измерений, в рассмотренных случаях общая разница между расчетными и экспериментальными данными в среднем составляет от 10% до 40%.

4. Результаты инструментально-расчетных исследований указывают на необходимость определения динамических характеристик зданий и сооружений инструментальными методами для проведения экспертизы строительных конструкций и динамических расчетов зданий и сооружений на сейсмические воздействия.

Рекомендуется методы инструментальных исследований динамических характеристик зданий и сооружений вносить в качестве основного параметра в нормативные документы по техническому обследованию состояния конструкций и при проведении мониторинга для их надежной дальнейшей эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] КМК 2.01.03-19. Строительство в сейсмических районах. Изменение №3. Ташкент. Министерство строительства РУз, 2019. –111 с.
- [2] СНиП II-7-81 Строительство в сейсмических районах. Москва. Минстрой России, ФАУ «ФЦС», 2014, –130 с.
- [3] Отчет о научно-исследовательской работе по теме «Совершенствование методики экспериментальных исследований сейсмостойкости сооружений путем модернизации лабораторно-экспериментального оборудования и определение закономерностей деформирования конструкции при действии статических и динамических нагрузок» (шифр: ФА-А14-Ф021). Ташкент. ИСС (ИМиСС) АН РУз, 2015, –195 с.
- [4] Отчет о научно-исследовательской работе по теме «Совершенствование методики экспериментальных исследований сейсмостойкости сооружений путем модернизации лабораторно-экспериментального оборудования и определение закономерностей деформирования конструкции при действии статических и динамических нагрузок» (шифр: ФА-А14-Ф021). Ташкент. ИСС (ИМиСС) АН РУз, 2016, –210 с.
- [5] Отчет о научно-исследовательской работе по теме «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» (шифр: ФА-Атех-2018-(23+65)). Ташкент. ИМиСС АН РУз, 2018-2020 гг.
- [6] Sagdiyev H.S., O'ktamov B.B. Konstruktiv yechimlari va qurilgan yillarini hisobga olgan holda maktabgacha ta'lim muassasalarining binolari misolida Farg'ona viloyati uchun seysmik xavfini baholash / Farg'ona politexnika instituti Ilmiy kengashining 2021 yil 7 oktyabrdagi yig'ilishi qaroriga asosan chop etishga tavsiya qilindi: Farg'ona shahri. ISBN: 978-9943-7697-8-6. Classic nashriyoti. 2021yil. 112 b.

- [7] Yuvmitov A.S., Toshpo'latov S.U. Konstruktiv yechimlari va qurilgan yillarini hisobga olgan holda maktab muassasalarining binolari misolida Farg'ona shahri uchun seysmik xavfini baholash. Farg'ona shahri. ISBN: 978-9943-7697-8-ft. Classic nashriyoti, 2021 yil. – 132 b.
- [8] Красников Н.Д. Динамические свойства грунтов и методы их определения. Ленинград. Стройиздат, 1970, –240 с.
- [9] ТУ-58-48. Технические условия проектирования зданий и сооружений для сейсмических районов. Министерство строительства предприятий тяжелой индустрии СССР. Москва. Стройиздат, 1949 год. Дата начала действия: 30 декабря 1948 г.
- [10] ПСП 101-51. Положение по строительству в сейсмических районах. Москва. Госстройиздат, 1951. Введен 01.11.1951 г.
- [11] СН-8-57. Нормы и правила строительства в сейсмических районах. Москва. Госстройиздат, 1957. Введен 01.11.1957 г.
- [12] СНиП II-A.12-62. Строительство в сейсмических районах. Москва. Госстройиздат, 1963. Введен 01.03.1963 г.
- [13] СНиП II-A.12-69. Строительство в сейсмических районах. Госстрой СССР. Москва. Стройиздат, 1970. Введен 01.07.1970 г.
- [14] СНиП II-7-81. Строительство в сейсмических районах. Госстрой СССР. Москва. Стройиздат, 1982. Введен 01.01.1982 г.
- [15] КМК 2.01.03-96. Строительство в сейсмических районах. Госкомархитектстрой РУз. Ташкент, 1996. Введен 01.03.1996 г.
- [16] КМК 2.01.03-19. Строительство в сейсмических районах. Госкомархитектстрой РУз. Минстрой РУз. Ташкент: 2019. Введен 01.03.2019 г.

Дата поступления
03.08.2023

Sagdiev X.S., Yuvmitov A.S. Turli konstruktiv eчимли binolarning dinamik xarakteristikalari va ularning qurilish maydonlari gruntlarini xossalari.

Аннотация: Мақолада сейсмик ҳудудларда биноларни лойиҳалаш ва қурилиш меъёрий ҳужжатлари қабул қилингунга қадар ҳамда 1950-60 йилларда қўлланилган меъёрлар асосида қурилган биноларнинг сейсмик мустаҳкамлиги бўйича ўлчаш-текишириш ва инструментал-ҳисоблаш тадқиқлари асосида олинган натижалари келтирилган. Инструментал ўлчашлар ва ҳисоблаш тадқиқлари асосида биноларнинг динамик хarakteristikalari ва ularning қурилиш майдонлари грунтларининг хossalari таҳлил қилинган.

Калит сўзлар: бино, ҳажмий-режа ва конструктив ечим, ўлчаш ва ҳисоблаш усуллари, динамик хarakteristikalari, грунтни механик хусусиятлари, хулоса ва тавсиялар.

Sagdiev Kh.S., Yuvmitov A.S. Dynamic characteristics of buildings of different design solutions and soil properties of the construction site.

Annotation: The article presents the results of measurement-investigative and instrumental-calculation studies of the seismic resistance of buildings built before the application of regulatory documents and according to the standards that were in force in 1950-60 when designing buildings and structures in seismic regions. The dynamic characteristics of buildings and the properties of the soil of their construction sites, obtained by the methods of instrumental measurements and computational studies, are analyzed.

Keywords: building, space-planning and constructive solution, methods of measurement and calculation, dynamic characteristics, mechanical properties of the soil, conclusion and recommendations.

УДК 539.375; 624.131.5

ЧИСЛЕННОЕ РЕШЕНИЕ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ПЛОСКОЙ ВОЛНЫ В ЛИНЕЙНОЙ ВЯЗКОУПРУГОЙ СРЕДЕ

¹Логинов П.В., ²Хамидов С.С., ¹Акбаров Н.А.

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

²НИУ «Ташкентский институт инженеров ирригации и механизации сельского хозяйства», Ташкент, Узбекистан

E mail: lopavi88@mail.ru

Аннотация: Данная статья посвящена исследованию распространения продольной волны в вязкоупругой среде. Математическая модель задачи сведена к линейной вязкоупругой среде. Постановка задачи сведена к решению системы дифференциальных уравнений, которые решены методом характеристик с соответствующими граничными условиями. Полученные результаты сопоставлены с известными результатами, полученными другими авторами, которые показывают адекватность поставленной задачи. В работе полученные результаты представлены в виде графиков и проведён анализ численных результатов.

Ключевые слова: грунт; напряжение; деформация; плоская волна; вязкоупругая среда; нелинейный закон

Введение. Решению волновых задач в грунтах посвящены исследования многих авторов, таких Х.А. Рахматуллин, С.С. Григорян, Г.М. Ляхов, К.С. Султанов и др. В их работах особое внимание уделено исследованию распространения волн в грунтовых средах. В [1,2] исследуются экспериментальные и теоретические взаимодействия твердых тел с грунтом. На основе результатов экспериментов построены законы взаимодействия подземных

трубопроводов с грунтами. Приведены численные решения задачи о распространении плоских волн в грунтовых средах с учетом упругих, вязких, пластических свойств как грунта, так и подземного сооружения. Приводятся также результаты экспериментальных и теоретических исследований о продольном взаимодействии упругих и неупругих сейсмических волн с протяженными подземными сооружениями и преградой в грунтовых средах. Рассмотрены механизмы образования напряженного состояния в подземных сооружениях при низкочастотных сейсмических нагрузках. В рамках исследования волн в грунтах в [3] изучена динамика распространения взрывных волн. А в [4] на основе анализа результатов численного решения волновой задачи получены условия квазистатического деформирования грунта при динамическом нагружении в эксперименте. Путем сравнения результатов эксперимента и численных расчетов и с использованием последовательного приближения определены уточненные значения механических характеристик лёссового грунта на основе упруговязкопластической модели деформации грунта. В [5] экспериментально определены механические характеристики грунта при статических и динамических деформациях. Их точность и достоверность зависят от квазистатического характера деформационного процесса в грунте. Обеспечена независимость экспериментальных результатов от волновых процессов. Рассмотрено распространение плоских волн в грунте. Для описания динамического деформирования грунта принята упруговязкопластическая модель Г.М. Ляхова. Система дифференциальных уравнений в частных производных гиперболического типа, описывающая волновой процесс, решена методом характеристик и методом конечных разностей в неявной схеме. Путем численного решения получены изменения параметров волн во времени для различных участков грунтового слоя. Экспериментально показано влияние толщины слоя на параметры волны и на квазистатический процесс. Определено количественное и качественное влияние механических характеристик грунта на волновые параметры. В [6] дана одномерная постановка нестационарной волновой задачи о распространении и отражении продольной монохроматической волны от жесткой стационарной преграды, к которой примыкает подземный трубопровод. В качестве закона деформации трубопровода принята линейная вязкоупругая модель Эйринга, описывающая ограниченную ползучесть и ограниченную релаксацию. Модель Эйринга позволяет описать поведение подземных стальных и полимерных трубопроводов при динамическом нагружении. Задача решается численно с использованием теории характеристик с последующим методом конечных разностей в неявной схеме. В [6] анализируются численные решения, полученные в виде зависимостей параметров плоской волны: продольного напряжения, скорости и деформации для фиксированных участков трубопровода. Анализ изменения этих волновых параметров показывает, что при высоких частотах динамической нагрузки, порождающей волну, амплитуда напряжений в трубопроводе увеличивается в два и более раза по сравнению с амплитудой нагрузки. Это связано с наложением падающих и отраженных волн в трубопроводе и высокой скоростью загрузки трубопровода. При низких частотах динамического нагружения такого увеличения не наблюдается из-за малой скорости нагружения. Полученные численные решения в [6] позволяют выбрать постановку задач о динамическом напряженном состоянии подземного трубопровода в зависимости от частоты падающей волны. Показано, что наибольшие продольные напряжения в подземном трубопроводе возникают в точках, близких к его соединению с жестким неподвижным твердым телом, амплитуда напряжений в трубопроводе увеличивается в два и более раза по сравнению с амплитудой нагрузки. Это связано с наложением падающих и отраженных волн в трубопроводе и высокой скоростью загрузки трубопровода. При низких частотах динамического нагружения такого увеличения не наблюдается из-за малой скорости нагружения.

В [7] при определении прочности подземных трубопроводов с учетом сейсмических воздействий в расчетах необходимо учитывать силы продольного взаимодействия трубы с грунтом (силы трения). В настоящее время для описания продольных сил взаимодействия

используют линейные зависимости, где сила взаимодействия определяется в зависимости от величины смещения трубы относительно грунта. Зависимости сил взаимодействия от сеймонапряженного состояния грунта вообще не учитываются. В [7] показано, что силы взаимодействия на поверхности контакта подземного трубопровода с грунтом носят сложный характер и зависят от параметров волн в грунте и в самом трубопроводе. По результатам численного решения одномерных нестационарных задач связанных волн для взаимодействующей системы «подземный трубопровод-грунт» определены закономерности изменения сил взаимодействия на поверхности контакта трубопровод-грунт. Выяснилось, что учет статического и динамического давления грунта по нормали к поверхности контакта приводит к количественно иным результатам, чем при учете только статического давления. Показано, что при решении задач надежности подземных магистральных трубопроводов при сейсмических воздействиях в первую очередь необходимо учитывать динамическое напряженно-деформированное состояние грунта в окрестности трубопровода, определены закономерности изменения сил взаимодействия на поверхности контакта трубопровода с грунтом.

В [8] показано, что инициирование волнового процесса и динамическое напряженно-деформированное состояние в образце грунта, помещенном в устройство, могут быть теоретически детально исследованы. В связи с этим ставится волновая задача, которая соответствует постановке опытов по устройству динамического нагружения грунта. Закон деформации грунта принимается упруго-вязко-пластическим. Численное решение волновых уравнений в [8] получено методом конечных разностей. На основе анализа напряженно-деформированного состояния грунтов в различных сечениях, полученных численными расчетами, выведено условие, при котором исключается влияние волновых процессов на механические характеристики грунтов.

В [9] показано, что экспериментальные диаграммы между компонентами напряжения и деформации для слабых грунтов имеют нелинейный характер. Нелинейные диаграммы качественно различаются для грунтов ненарушенного и нарушенного строения. Проявления нелинейных свойств грунта связаны с микроразрушением структуры грунта при сжатии и, следовательно, с изменением его механических характеристик при деформации. Отсюда следует, что переменными величинами в процессе деформации грунта являются модуль упругости, коэффициент Пуассона, вязкость и другие механические параметры. На основании этого в [9] из экспериментальных результатов, приведенных в научной литературе, определяются изменения модуля упругости и пластичности грунта в зависимости от значений деформации сжатия. В процессе статического и динамического сжатия грунта практически невозможно определить границы упругих и пластических деформаций в мягком грунте. Обработкой выбранных диаграмм сжатия мягкого грунта определены текущие модули деформации лёссового грунта и глины. Установлено, что модули деформации глинистых и лессовых грунтов при статической и динамической деформации изменяются в зависимости от скорости деформации, состояния конструкции и уровня сжимающей нагрузки.

В [10] при численном сейсмическом моделировании распространения волн показано, что очень важно учитывать топографию поверхности и затухание, которые оказывают большое влияние на сеймику. Неровная свободная поверхность дает важную информацию для интерпретации характеристик распространения сейсмических волн в районах с пересеченной или быстро меняющейся топографией, а вязкоупругие среды лучше отражают свойства земли, чем акустические/упругие среды. В [10] развивается подход к моделированию сейсмического волнового поля в двумерных вязкоупругих изотропных средах с нерегулярной свободной поверхностью. На основе метода согласующей границы сетки, двумерные уравнения вязкоупругости второго порядка во временной области и граничные условия

нерегулярной свободной поверхности перенесены из декартовой системы координат в криволинейную систему координат. Для дискретизации уравнений вязкоупругих волн и нерегулярной свободной поверхности в криволинейной системе координат применены конечно-разностные операторы со вторым порядком точности. Выбирается граничное условие идеально согласованного слоя свертки, чтобы эффективно подавлять искусственные отражения от краев модели. Снимки и сейсмограммы результатов численных испытаний показывают, что алгоритм успешно моделирует поля сейсмических волн в вязкоупругих изотропных средах с неровной свободной поверхностью.

В [11] рассмотрено решение задач о продольной вибрации подземного трубопровода с учетом линейного и нелинейного вязко-упруго-пластического взаимодействия в системе «труба-грунт» при граничных условиях жесткой фиксации или свободного перемещения. Определены закономерности изменения перемещений и напряжений в участках трубопровода при сейсмическом воздействии в виде синусоидальной волны, бегущей вдоль оси трубы.

В [12] разрабатывается новая модель релаксации, которая учитывает нелокальные поля вязкоупругих материалов Кельвина-Фойгта и предполагает различные нелокальные затухания упругих и вязких свойств материала. Затем реализуется новая модель релаксации для изучения влияния нелокальных взаимодействий на распространение волн в вязкоупругих средах, а также для выяснения того, как контраст между продольными и поперечными нелокальными полями способствует дисперсии распространяющихся волн. Численные результаты показывают два механизма затухания вязкоупругих волн, так как помимо вязкости, которая является явным затуханием волн, вязкоупругие волны также неявно затухают за счет нелокального эффекта.

В [13] дробная модель вязкоупругого тела распределенного порядка используется для описания распространения волн в бесконечных средах. Существование и единственность фундаментального решения обобщенной задачи Коши устанавливается в явном виде. Установлено, что скорость распространения волны связана со свойствами материала в начальный момент времени. Также получены фундаментальные решения, соответствующие четырем термодинамически приемлемым классам дробно-линейных определяющих моделей и моделей распределенного порядка степенного типа.

В последние десятилетия все больше и больше беспокойства вызывает изучение затухания сейсмических волн [14], поскольку оно может стимулировать развитие моделирования распространения волн и повысить точность визуализации структуры и прогнозирования пласта. В [14] рассматривается теория затухания и развитие моделирования волн с высокой временной точностью. В [14] вводится комплексная скорость, зависящая от частоты, для вывода новых уравнений вязкоупругих волн с несвязанной амплитудной диссипацией и фазовой дисперсией. Чтобы получить высокую временную точность моделирования вязкоупругих волн, используется нормализованный псевдолапласиан, чтобы компенсировать ошибки временной дисперсии, вызванные конечно-разностной дискретизацией второго порядка во временной области. Это значительно сокращает время разложения низкого ранга и преобразования Фурье и значительно повышает эффективность вычислений. Численные результаты [14] показывают, что предложенная схема может эффективно компенсировать ошибки временной дисперсии и помочь генерировать решения для вязкоупругих волн с высокой временной точностью.

В [15] показано, что сейсмическое моделирование массивных конструкций требует особой осторожности, так как эффекты распространения волн существенно влияют на отклики. Это становится более важным, когда рассматривается поведение материала, зависящее от траектории. Сосуществование этих условий затрудняет численный анализ землетрясений бетонных плотин. В [15] представлена конечно-элементная модель для комплексного нелинейного сейсмического моделирования бетонных гравитационных плотин, включая

реалистичное взаимодействие грунта и конструкции. Точное представление демпфирования излучения в полупространственной среде и эффектов распространения волн в массивном основании проверяется с помощью аналитического решения вертикально распространяющихся поперечных волн в вязкоупругой области полупространства. Строгая нелинейная модель конечных элементов требует точного описания реакции материала.

В [16] рассмотрены аспекты устойчивости бортов карьера Мурунтау и комплекса крутонаклонного конвейера КНК-270 при взаимодействии возможных сейсмических и динамических нагрузок, возникающих в условиях ведения горных работ в карьере. Основные характеристики динамических нагрузок определены на основании полученных записей детекторов сейсмических сигналов автономного комплекса сейсмического мониторинга, функционирующего на карьере Мурунтау. Обе динамические нагрузки возникают как из-за масштабных взрывов в карьере, так и из-за работы конвейера КНК-270. Определены амплитуды и частоты колебаний взрывных и технологических нагрузок, воздействующих на восточную окраину карьера, где расположен конвейер КНК-270. Параметры возможных сейсмических нагрузок также определялись на основе методов микросейсмического районирования. Обосновано, что сейсмические нагрузки являются наиболее значительными динамическими нагрузками. Амплитудные технологические нагрузки незначительны и постоянны. Однако они могут вызывать колебания наклонного конвейера в опасных направлениях. Поэтому при расчетах устойчивости восточной кромки необходимо учитывать все возможные виды динамических нагрузок.

В [17] изучается распространение вибрационных волн и оценка уровня их воздействия на различные объекты. В [17] разработана математическая модель с использованием вариационного подхода для исследования распространения вибрационных волн, вызванных железнодорожным транспортом, на различные расстояния. Разработана методика решения рассматриваемых задач с использованием метода конечных элементов. Исследовано влияние уровня вибраций, распространяющихся от движения железнодорожного транспорта на здания, находящиеся на определенном расстоянии от источника вибрации, при расположении железнодорожного полотна на уровне фундамента или на определенной высоте от фундамента. Установлено, что если железнодорожное полотно расположено на высоте 2 м от уровня грунтового основания здания, то амплитуда виброперемещений в здании может быть уменьшена от 1,5 до 3,5 раз.

В [18] представлена математическая модель для определения динамического поведения земляных плотин с учетом вязкоупругих свойств грунта с использованием наследственной теории Больцмана-Вольтерра с ядром А.Р. Ржаницына при периодических кинематических воздействиях.

В [19] представлен подробный обзор известных публикаций, посвященных изучению напряженного состояния и динамического поведения земляных плотин с учетом упругих и упругопластических свойств грунта. Для оценки напряженно-деформированного состояния земляных плотин с учетом упругопластических свойств грунта под действием статических нагрузок разработана математическая модель с использованием принципа виртуальных перемещений. Разработаны методика, алгоритм и компьютерные программы для оценки напряженного состояния плотин методом конечных элементов и методом переменных параметров упругости. Решалась тестовая задача для оценки адекватности разработанных моделей и надежности методики, алгоритмов и компьютерных программ. С помощью разработанных моделей и методов расчета изучено напряженно-деформированное состояние Пскемской земляной плотины высотой 195 м с учетом упругопластических свойств.

Постановка задачи и метод ее решения. Согласно [3] при решении волновых задач в грунтах применяется метод характеристик. Для использования этого метода в качестве переменных вводим лагранжевые переменные. Использование метода характеристик позволяет определить точные значения скачкообразного напряжения и других параметров.

При решении задач по распространению плоских волн в упругопластической среде используется современные вычислительные методы. При этом в качестве уравнения движения за фронтом волны с помощью лагранжевых переменных выбираем

$$\begin{cases} \frac{\partial u}{\partial h} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = 0 \\ \frac{\partial u}{\partial t} - \frac{\partial \sigma_1}{\partial h} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Система (1) замыкается уравнением среды

$$f(\sigma_1, \sigma, \varepsilon_1, \varepsilon) = 0 \quad (2)$$

В зависимости от вида (2) функция среды $f(\sigma_1, \sigma, \varepsilon_1, \varepsilon)$ может быть гиперболической или негиперболической. Рассматриваемая задача приводится к гиперболическому виду. При этом широко используется метод характеристик. Если в каком-то сечении вязкопластической среды создать ударную нагрузку, то после скачкообразного напряжения обнаружено, что напряжение непрерывно уменьшается. Заранее напряжение за фронтом волны не известно, оно определяется при решении поставленной задачи.

Система (1), определяющая поведение среды замыкается уравнением

$$\dot{\varepsilon} + \mu \varepsilon = \frac{\dot{\sigma}_1}{E_D} + \mu \frac{\sigma_1}{E_S}; \quad \mu = \frac{1}{\eta} \cdot \frac{E_S E_D}{E_D - E_S} \quad (3)$$

Если в плоскости реальных параметров $h = h(t)$, то функция характеристик называется характеристическим уравнением системы (1), (3). Здесь понятие характеристик будет одинаковыми со слабыми особенностями.

Допустим, что в среде распространяются звуковые волны. В этом случае на фронте σ и ε меняется до бесконечности. Однако допускается, что фронте волны их дифференциалы будут ограниченными. На фронте волны производные имеет разрывы. В этом случае разрывы называется слабыми.

Определение малых изменений приводится к задаче Коши и формулируется следующим образом. Пусть на плоскости ht является линейным. Тогда из системы (1) и (3) определяются значения σ_1 , u и ε , а также удовлетворяются условия на этой прямой. Если свойства σ_1 , u и ε на линии $h(t)$ является непрерывными, то можно решать задачу Коши. Если же их значения слабо непрерывны, то производные этих величин имеют разрывы и поэтому задачу Коши невозможно решить. Вдоль линии $h(t)$ всегда выполняются эти условия.

Следует отметить, что решение задачи Коши возможно в случае, когда напряжение, перемещение и деформация вокруг линии $h(t)$ непрерывны. Если они имеет достаточно слабые разрывы, то задача Коши не решается. В окрестности линии $h(t)$ должны выполняться следующие условия

$$\begin{cases} \frac{\partial u}{\partial t} + \dot{h} \frac{\partial u}{\partial h} = \frac{du}{dt} \\ \frac{\partial \sigma_1}{\partial t} + \dot{h} \frac{\partial \sigma_1}{\partial h} = \frac{d\sigma_1}{dt} \\ \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \dot{h} \frac{\partial \varepsilon}{\partial h} = \frac{d\varepsilon}{dt} \end{cases} \quad (4)$$

Таким образом, для определения шести неизвестных функций имеется система шести алгебраических уравнений

$$\frac{du}{dt}, \frac{du}{dh}, \frac{d\sigma_1}{dt}, \frac{d\sigma_1}{dh}, \frac{d\varepsilon}{dt}, \frac{d\varepsilon}{dh}$$

Для решения шести уравнений с шестью неизвестными необходимо детерминант систем уравнений (1), (2) и (3) приравнять нулю. В этом случае $h(t)$ называется характеристикой

$$\begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & -1/\rho_0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1/c_1^2\rho_0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & \dot{h} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \dot{h} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \dot{h} \end{vmatrix} = -\frac{\dot{h}^3}{c_1^2\rho_0^2} + \dot{h} = 0 \quad (5)$$

Из (5) видно, что в плоскости $h(t)$ существует три характеристики. То на линии $h(t)$

$$\dot{h}_1 = 0, \quad \dot{h}_{2,3} = \pm c_1\rho_0 \quad (6)$$

При этом условии все три решения ограничены. Для этого в детерминанте (5) последовательно заменим столбцы и приравняем нулю каждый детерминант.

$$\begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & -1/\rho_0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ g_1 & 0 & -1/c_1^2\rho_0 & 0 & 1 & 0 \\ du/dt & \dot{h} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ d\sigma_1/dt & 0 & 1 & \dot{h} & 0 & 0 \\ d\varepsilon/dt & 0 & 0 & 0 & 1 & \dot{h} \end{vmatrix} = -\frac{\dot{h}}{c_1^2\rho_0^2} \frac{d\sigma_1}{dt} + \frac{du}{dt} - \frac{\dot{h}}{\rho_0} g_1(\sigma_1, \varepsilon) = 0 \quad (7)$$

Значения \dot{h} выражения (6) подставляя в (7) получаем следующие соотношения для характеристик.

$$\begin{cases} d\sigma_1 - c_1\rho_0 du = -c_1^2\rho_0 g_1(\sigma_1, \varepsilon) dt; \text{ вдоль линий } \dot{h} = +c_1\rho_0 \\ d\sigma_1 + c_1\rho_0 du = -c_1^2\rho_0 g_1(\sigma_1, \varepsilon) dt; \text{ вдоль линий } \dot{h} = -c_1\rho_0 \\ d\sigma_1 - c_1^2\rho_0 du = -c_1^2\rho_0 g_1(\sigma_1, \varepsilon) dt; \text{ вдоль линий } \dot{h} = 0 \end{cases} \quad (8)$$

Величина c_1 меняется от частицы к частице, поэтому характеристики $\dot{h} = 0, \dot{h}_{1,2} = \pm c_1\rho_0$ в плоскости ht криволинейны. Если диаграмма динамического сжатия среды линейна, то характеристики представляют собой прямые линии, так как $c_1 = const$. Это соответствует принятой модели.

Распространение в линейной вязкой среде стационарной плоской одномерной волны, создаваемой нагрузкой в каком-либо сечении, возрастающей скачком, а затем сохраняющей постоянное значение, рассматривалось в [10, 11, 12]. При этом во всех сечениях среды напряжение при прохождении волны скачком или постепенно, возрастает до одного и того же максимального значения, а затем сохраняет это значение.

Поведение вязкоупругой среды при увеличении и уменьшении нагрузки определяется одним и тем же уравнением (3). Волна создаётся нагрузкой в начальном сечении среды, возрастающей при $t = 0$, скачком до σ_{max} , а затем меняющейся по уравнениям:

$$\begin{cases} \sigma_1 = \sigma_{max} (1 - t/\theta), & 0 \leq t \leq \theta \\ \sigma_1 = 0, & t \geq \theta \end{cases} \quad (9)$$

От начального сечения при $t = 0$ станет распространяться ударный фронт волны со скоростью $A = c\rho_0$. Перед фронтом волны невозмущенная среда имеет параметры $\sigma_1 = 0, u_0 = 0, \rho = \rho_0$. Уравнение линии фронта $h = At$.

Задача сводится к интегрированию (1), замыкаемой уравнением (3), граничные условия $\sigma_1 = \sigma_{max} (1 - t/\theta)$ при $h = 0$ и $\sigma = -Au$ при $h = At$.

Решение задачи зависит от четырёх параметров, характеризующих среду, E_D , E_S , η , ρ и двух параметров, определяющих нагрузку в начальном сечении, σ_{\max} и θ .

Введем безразмерные переменные Лагранжа и безразмерные величины

$$\begin{cases} x = \mu h / t; \tau = \mu t; \sigma^0 = \sigma_1 / \sigma_{\max}; \\ u^0 = u / u_{\max}; \varepsilon^0 = \varepsilon / \varepsilon_{\max} \end{cases} \quad (10)$$

При этом $u_{\max} = -\sigma_{\max} / A$, $\varepsilon_{\max} = \sigma_{\max} / E_D$.

В этих переменных основные уравнения движения принимают вид:

$$\begin{cases} \partial u^0 / \partial \tau + \partial \sigma^0 / \partial x = 0 \\ \partial u^0 / \partial x + \partial \varepsilon^0 / \partial \tau = 0 \end{cases} \quad (11)$$

Нагрузка в начальном сечении в безразмерном виде

$$\sigma^0 = 1 - \tau / \mu \theta; \quad 0 \leq \tau \leq \mu \theta \quad (12)$$

Уравнение линии фронта $x = \tau$. На фронте выполняется условие

$$\sigma^0 = u^0; \quad \sigma^0 = \varepsilon^0 \quad (13)$$

Уравнение (3) в безразмерном виде

$$\dot{\varepsilon}^0 + \varepsilon^0 = \dot{\sigma}^0 + \frac{E_D}{E_S} \sigma^0 \quad (14)$$

В новых переменных задача содержит два независимых параметра E_D / E_S и $\mu \theta$. Уменьшение числа параметров позволяет переходить от одной среды и нагрузки к другим. Для вязкоупругих сред уравнение вида (7) в безразмерных величинах переходит к характеристикам

$$\begin{cases} d\sigma^0 \pm du^0 = (\varepsilon^0 - \gamma \sigma^0) d\tau \quad \text{вдоль линий } dx = \pm d\tau \\ d\sigma^0 - d\varepsilon^0 = (\varepsilon^0 - \gamma \sigma^0) d\tau \quad \text{вдоль линий } dx = 0 \end{cases} \quad (15)$$

где $\gamma = E_D / E_S$.

Напряжения на фронте можно определить, не решая задачу. Учитывая (13) запишем первое уравнение, в виде

$$2d\sigma^0 / dt - (1 - \gamma)\sigma^0 = 0$$

Интегрируя, при начальном условии $\sigma^0 = 1$ и при $\tau = 0$ получим зависимость напряжения на фронте волны от времени или от расстояния

$$\sigma^0 = e^{\frac{1}{2}(1-\gamma)\tau} = e^{\frac{1}{2}(1-\gamma)x} \quad (16)$$

Решение в размерном виде

$$\sigma_1 = \sigma_{\max} e^{(1-\gamma)\mu h / 2A} \quad (16)$$

где σ_{\max} – максимальное напряжение при $x = 0$.

Далее переходим к численному решению распространения плоской волны в линейной вязкоупругой среде с использованием указанных выше уравнений.

Результаты расчетов и их анализ. Результаты расчета параметров волны в фиксированных точках среды вариантов 1-6 приведены на рис.1-3, соответственно.

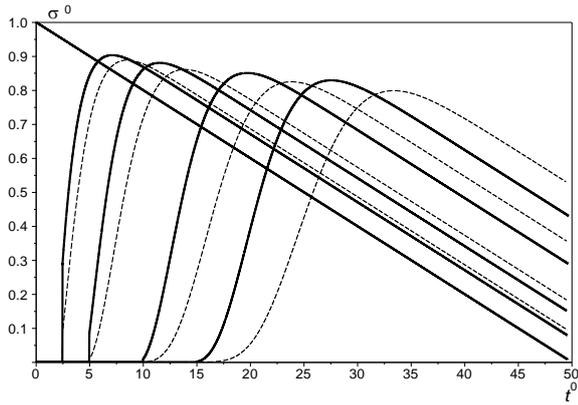


Рис. 1. Изменение напряжения во времени при $\gamma=2$ (сплошные кривые); $\gamma=3$ (пунктирные кривые); $\mu\theta=50$

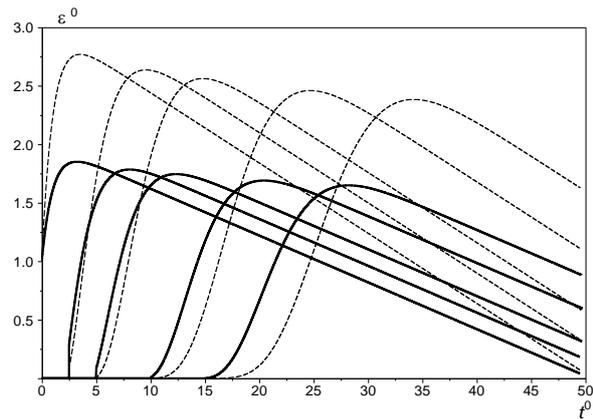


Рис. 2. Изменение деформации во времени при $\gamma=2$ (сплошные кривые); $\gamma=3$ (пунктирные кривые); $\mu\theta=50$

Рис. 1 относится к напряжению, рис.2 к деформации, рис. 3 к скорости частиц. В каждом случае величина скачка не зависит от параметра $\mu\theta$. Она убывает с расстоянием. В вязкоупругой среде в случае, когда нагрузка и разгрузка происходит по одному и тому же уравнению, при $\gamma=2$ и $\gamma=3$ значения скачка на тех же расстояниях равны. За скачком происходит непрерывное возрастание параметров до максимума, а затем их убывание. С удалением от начального сечения максимальные значения всех параметров убывают. С увеличением $\mu\theta$ интенсивность убывания уменьшается, а время достижения максимума растет.

В начальном сечении и вблизи от него сначала достигает максимума напряжение, а затем деформация и скорость частиц. С удалением от начального сечения достигается максимум всех параметров, а на достаточном удалении практически одинаковая деформация с течением времени стремится к постоянному значению.

Выводы:

1. Максимальные значения напряжения, деформации и скорости частиц в вязких средах меняются по нелинейному закону.
2. Максимальные значения деформации и скорости частиц существенно меняются с изменением $\mu\theta$.
3. Установлено, что в вязкоупругой среде в случае, когда нагрузка и разгрузка происходит по одному и тому же уравнению, при $\gamma=2$ и $\gamma=3$ значения скачка на тех же расстояниях равны. За скачком происходит непрерывное возрастание параметров до максимума, а затем их убывание.
4. В начальном сечении и вблизи от него вначале достигает своего максимума напряжение, а затем достигают своих максимальных значений деформация и скорость частиц.
5. Деформация, на достаточном удалении от начального сечения, с течением времени стремится к постоянному значению.

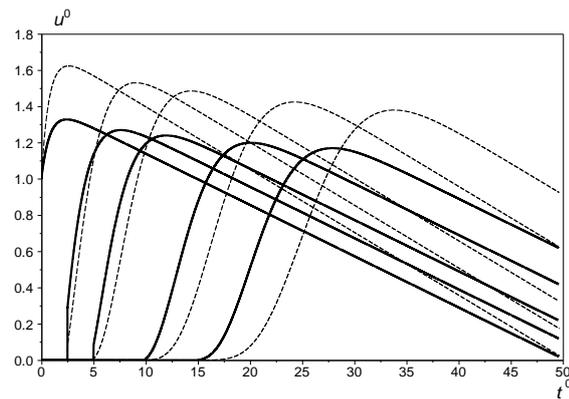


Рис. 3. Изменение скорости по времени при $\gamma=2$ (сплошные кривые); $\gamma=3$ (пунктирные кривые); $\mu\theta=50$

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Султанов К.С. Волновая теория сейсмостойкости подземных сооружений. Ташкент. ФАН, 2016, –392 с.
- [2] Sultanov K.S., Vatin N.I. Wave Theory of Seismic Resistance of Underground Pipelines // Applied Sciences. 2021, No.11(4), pp. 1797.
- [3] Ляхов Г.М. Основы динамики взрывных волн в грунтах и горных породах. Москва. Недра, 1974, –192 с.
- [4] Loginov P.V., Salikhova Z.R., Sultanov K.S. Experimental and Theoretical Method for Determining Mechanical Characteristics of Soils under Dynamic Loads // Mech. Solids. 2019, No.54, pp. 915–928.
- [5] Sultanov K.S., Loginov P.V., Ismoilova S.I., Salikhova Z.R. Quasistaticity of the process of dynamic strain of soils // Magazine of Civil Engineering. 2019, No. 85(1), pp. 71–91.
- [6] Ismoilova S., Loginov P., Khamidov S., Akbarov N., Kumakov J.X. Dynamic stress state of underground pipelines at junctions / IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Vol. 869. Pp. 052013.
- [7] Ismoilova S., Loginov P., Khamidov S., Akbarov N., Kumakov J. Force properties of longitudinal interaction of the underground pipeline with soil / IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Vol. 869. Pp. 052036.
- [8] Sultanov K., Loginov P., Ismoilova S., Salikhova Z. Wave processes in determining mechanical characteristics of soils // Journal E3S Web of Conferences “Construction the Formation of Living Environment”. 2019, Vol. 97, No 04, pp.
- [9] Sultanov K., Loginov P., Ismoilova S., Salikhova Z. Variable moduli of soil strain // Journal E3S Web of Conferences “Construction the Formation of Living Environment”. 2019, Vol. 97, No. 04. pp.8
- [10] Liu X., Chen J., Zhao Z. et al. Simulating Seismic Wave Propagation in Viscoelastic Media with an Irregular Free Surface // Pure Appl. Geophys. 2018, No. 175, pp. 3419–3439
- [11] Khusainov R.B., Khusainov S.Bu., Khusainova B.B. Seismodynamics of Underground Pipelines Under Viscous-Elastic-Plastic Interaction with Soil // Soil Mech Found Eng. 2023, No. 59, pp. 544–552
- [12] Ghavanloo E., Shaat M. General nonlocal Kelvin–Voigt viscoelasticity: application to wave propagation in viscoelastic media // Acta Mech. 2022. No. 233, pp. 57–67
- [13] Konjik S., Oparnica L., Zorica D. Distributed-order fractional constitutive stress–strain relation in wave propagation modeling // Z. Angew. Math. Phys. 2019. No.70, pp.51
- [14] Zhang Y., Liu Y., Xu S. Viscoelastic Wave Simulation with High Temporal Accuracy Using Frequency-Dependent Complex Velocity // Surv Geophys. 2021. No.42, pp. 97–132
- [15] Daneshyar A., Mohammadnezhad H., Ghaemian M. Effect of seismic wave propagation in massed medium on rate-dependent anisotropic damage growth in concrete gravity dams // Front. Struct. Civ. Eng. 2021. No.15, pp. 346–363
- [16] Sultanov K.S., Khalikulov E.Kh., Loginov P.V. Definition of dynamic loads on conveyor bearing edge of Muruntau open pit // Gornyi Zhurnal. Moscow, 2013, No. 8(1), – pp.36-38
- [17] Mirsaidov M., Boytemirov M., Yuldashev F. Estimation of the Vibration Waves Level at Different Distances. In: Akimov P., Vatin, N. (eds) Proceedings of FORM 2021. Lecture Notes in Civil Engineering, vol 170, pp 207-215 Springer, Cham.
- [18] Mirsaidov M.M., Toshmatov E.S. Dynamic behavior of earth dams under different kinematic impacts // E3S Web of Conf. 2023. Vol. 376, P. 01103
- [19] Mirsaidov M., Sultanov T., Yarashov J., Kayumov A. Strength of earth dams considering the elastic-plastic properties of soils / E3S Web of Conferences, 2023. Vol. 365. P. 03001

Дата поступления
20.06.2023

Логинов П.В., Хамидов С.С., Акбаров Н.А. Чизиқли ёпишқоқ-эластик муҳитда текис тўлқин тарқалишини сонли ечиш.

Аннотация: Ушбу мақолада ёпишқоқ-эластик муҳитлардаги тўлқин тарқалиш масаласи ечилган. Математик модел сифатида стандарт-чизиқли модел қабул қилинган. Ишда кўрилган масала дифференциал тенгламаларга келтирилган бўлиб, бу тенгламалар характеристикалар усули билан ечилган. Олинган натижалар бошқа муаллифлар натижалар билан солиштирилган ҳамда масалани адекватлиги текширилган. Шунингдек ҳисоблаш алгоритимлари ишлаб чиқилган. Баъзи хусусий ҳолатларда аналитик ечимлар олинган. Олинган натижалар мақолада график кўринишида келтирилган ва сонли натижалар таҳлил қилинган.

Калит сўзлар: грунт; кучланиш; деформация; текис тўлқин; ёпишқоқ-эластик муҳит; чизиқли бўлмаган қонун.

Loginov P.V., Khamidov S.S., Akbarov N.A. Numerical solution of plane wave propagation in a linear viscoelastic medium

Abstract. This article is dedicated to the study of longitudinal wave propagation in viscoelastic media. Mathematical model of the problem of reduction to linear viscoelastic media. The formulation of the problem is reduced to solving a system of differential equations, which are solved by the method of characteristics with the appropriate boundary conditions. The obtained results are compared with the known results obtained by other authors, which show the adequacy of the task. In the work, the obtained results are presented in the form of graphs and an analysis of the numerical results is carried out.

Keywords: soil; voltage; deformation; plane wave; viscoelastic medium; non-linear law

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАФИНИРОВАНИЯ СТАЛИ ОТ ФОСФОРА В ИНДУКЦИОННОЙ ТИГЕЛЬНОЙ ПЕЧИ

Алимухамедов Ш.П., Турсунов Н.К., Тоиров О.Т., Уразбаев Т.Т.

Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: u_nadir@mail.ru

Аннотация: Процесс рафинирования стали от фосфора при использовании твердых шлакообразующих смесей проведен в индукционной тигельной печи вместимостью 6 т. В качестве исследуемого металла использована сталь марки 20ГЛ. Получены количественные зависимости технологических параметров процесса дефосфорации металла, положенные в основу новой технологической инструкции производства стали для отливок железнодорожного транспорта в индукционной тигельной печи. Проведен термодинамический анализ процесса дефосфорации для оценки полученных экспериментальных результатов по содержанию фосфора в стали под шлаком в ИТП в зависимости от температуры ванны.

Ключевые слова: индукционная тигельная печь; дефосфорация стали; основность; окисленность шлака; температура металла; твердые шлакообразующие смеси; коэффициент распределения фосфора.

Улучшение эксплуатационных и технологических свойств промышленных изделий, повышение технического уровня и качества выпускаемой продукции является одной из основных задач машиностроения. Непрерывное ужесточение требований к надежности работы элементов конструкций заставляет более подробно анализировать конкретные условия их работы. Большинство деталей в процессе эксплуатации подвергаются циклическим нагрузкам, поэтому проблема выносливости материалов актуальна и для железнодорожной отрасли.

Для улучшения эксплуатационных свойств железнодорожных деталей можно принять следующие методы: выбор оптимального химического состава, обеспечивающий высокие механические свойства; совершенствование технологии выплавки, разливки, раскисления и модифицирования, с целью уменьшения загрязненности стали неметаллическими включениями и газами, также с целью улучшения микроструктуры; применение новых легирующих элементов; совершенствование литейной технологии, снижающее образование литейных дефектов. Технология производства стали для отливок железнодорожного транспорта разрабатывается с целью улучшения механических свойств и эксплуатационных характеристик [1].

Непрерывно растущие и ужесточенные требования к качеству особо ответственных литых деталей грузовых вагонов вынуждают производителей обеспечивать более высокие механические и эксплуатационные свойства этих отливок, создавая новые перспективные методы воздействия на жидкий металл. Развитие технологий по производству отливок позволило существенно улучшить качество выпускаемых изделий.

В связи с увеличением доли стали, используемой для работы в северных районах, а также в связи с бурным развитием индустрии, одним из важных критериев качественного металла является его хладостойкость, т.е. высокая пластичность и вязкость при низких температурах эксплуатации [2].

Качество стали оценивается по содержанию вредных примесей, в основном серы и фосфора. Их содержание в стали обычного качества доходит до 0.0350-0.040%, в качественной стали – до 0.020-0.030% и в высококачественных сталях – до 0.020%. Однако содержание серы и фосфора даже в пределах 0.015 – 0.020% не обеспечивает надежности стали при эксплуатации. Поэтому такое разделение нельзя считать достаточным, тем более современные технологии позволяют получить сталь с особо низким количеством этих элементов [3].

Постановка задачи. Как известно, роль шлака является определяющим фактором в процессе производства стали. Удаление из металла вредных примесей, таких как сера и фосфор, заключается в переводе их в шлак и создании условий, препятствующих их обратному переходу из шлака в металл. Изменяя состав, количество и температуру шлака, можно весьма значительно влиять на процессы рафинирования металла от вышеуказанных примесей.

Поэтому получение шлака необходимого состава, обладающего соответствующими физическими свойствами, является одной из важных задач при выплавке металла.

На процесс дефосфорации значительно влияют примеси в составе стали. Элементы, обладающие высоким сродством к кислороду такие, как алюминий, кремний и марганец замедляют темп дефосфорации [4]. Дефосфорация стали эффективно протекает в условиях: окислительной среды, высокой активности оксида железа в шлаке; высокой основности шлака; низкой температуры расплава; скачивания окислительного шлака, обогащенного фосфором [5].

Снижение содержания фосфора в металле достигается путем его окисления и перевода в шлак. Компонентом шлака для понижения активности продуктов реакции и образующим с оксидом фосфора (P_2O_5) прочные фосфаты, является известь (CaO). Поэтому дефосфорацию стали в печах проводят с высоким содержанием CaO в шлаке. Окисление фосфора протекает на границе металл – шлак, так как в объеме металла содержание кислорода (в присутствии углерода) всегда ниже равновесного с фосфором. Уравнение реакции дефосфорации записывают в виде [3, 6]



Экспериментальные данные о равновесии реакции, полученные Уинклером и Чипманом [6], имеет вид:

$$\lg K = \lg \frac{x_{(4 \cdot CaO \cdot P_2O_5)}}{[P]^2} = \frac{40067}{T} - 15,06. \quad (2)$$

где $x_{(CaO')}$ представляет мольную долю “свободной” CaO (не связанную в соединения с кислотными оксидами): $x_{(CaO')} = x_{(CaO)} - 2x_{(SiO_2)} - 4x_{(P_2O_5)} - 2x_{(Al_2O_3)}$.

Анализ влияния температуры на константу равновесия реакции показывает, что с увеличением температуры константа уменьшается, следовательно процесс дефосфорации протекает хуже (значение энтальпии реакции (ΔH) равно -76600 Дж/моль, т.е. реакция идет с выделением тепла).

Для повышения полноты протекания процесса дефосфорации необходимо иметь повышенное содержание оксидов железа и кальция в шлаке. Помимо основности шлака и его окисленности, авторы [6] считают необходимым обеспечить определенное соотношение между оксидами кальция и железа в шлаке, рекомендуемое отношение $(CaO)/(FeO)$ в пределах от 2 до 4.

Требования по избытку основных оксидов в шлаке делает дефосфорацию металла возможной лишь при обработке расплава в основных агрегатах при активном взаимодействии двух фаз – металл и шлак, причем это может быть осуществлено как в плавильном агрегате, так и в ковше, в том числе специальными шлаковыми смесями, отвечающими вышеперечисленным требованиям. Весьма важна правильная количественная оценка таких технологических параметров, как температура процесса, содержание оксида кальция в шлаке, основность и окисленность шлака, а также кратность шлака.

Шлаки как рафинирующая фаза в процессе выплавки металла в индукционных тигельных печах (ИТП) до настоящего времени не нашли широкого применения в металлургической промышленности. Это обусловлено, прежде всего, низкой реакционной способностью шлаков, разогрев которых происходит только в зоне контакта с поверхностью металла, малой величиной поверхности контакта “металл – шлак”, охлаждением шлаков футеровкой тигля [6].

Однако, при создании условий, компенсирующих эти недостатки, возможно эффективное использование шлаков для удаления фосфора в металле.

Целью настоящей работы было исследование в промышленных условиях процесса дефосфорации металла, с использованием твердых шлаковых смесей, с разработкой технологической инструкции производства стали для отливок железнодорожного транспорта в среднечастотной индукционной тигельной печи вместимостью 6 т.

Описание эксперимента. Экспериментальные исследования по дефосфорации металла проведены на ИТП фирмы Otto-Junker. Основные характеристики этой печи приведены в табл.1. При этом оценены температурные, количественные характеристики шлаков, их влияние на степень дефосфорации металла.

Таблица 1

Техническая характеристика ИТП

Наименование параметров	Норма
Вместимость	6 т
Активная мощность	4,8 МВт
Частота тока	500 Гц
Внутренний диаметр тигля	920 мм
Толщина футеровки	120 мм
Продолжительность плавки	100 мин
Количество плавов в смену	5 плавов
Производительность печи	3600 кг/ч
Удельный расход электроэнергии*	505 кВт·ч/т

На основании планируемых и ранее проведенных плавках было необходимо получить качественные и количественные зависимости технологических параметров, их влияние на степень дефосфорации металла, как основы новой технологии производства конкретной марки стали в конкретном агрегате. В дальнейшем этот подход к совершенствованию технологии можно было бы распространить и на другие агрегаты.

Фосфор является поверхностно активным элементом, поэтому реакция дефосфорации протекает не в глубине расплава, а на границе раздела “металл-шлак” и, следовательно, зависит от площади реакционной поверхности, на этом основан процесс дефосфорации металла с ТШС.

При плавке металла условия дефосфорации наиболее благоприятные в период расплавления шихты, характеризующийся низкой температурой металла.

Эксперименты по дефосфорации металла проводили с использованием ТШС на основе извести, плавикового шпата и железорудного концентрата.

В качестве металлошихты использовали стальной лом 1А и литейный возврат в количестве 5500 кг и 1000 кг (табл. 2).

Таблица 2

Средний химический состав металлошихты, % (масс)

Шихта	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Fe
1А	0,306	0,359	0,470	0,037	0,038	0,128	0,124	0,139	0,043	ост.
Возврат	0,206	0,427	1,205	0,017	0,019	0,121	0,135	0,104	0,038	ост.

В начале периода плавления, между кусками шихты в местах их плохого контакта происходят замыкания. В цепи индуктора эти замыкания вызывают скачки тока, поэтому плавление начинали на пониженной мощности источника. По мере прекращения толчков тока преобразователь переключали на максимальную мощность.

Перед третьей загрузкой добавляли плавиковый шпат в количестве 20 кг, после расплавления сливали основную часть шлака периода расплавления. Для создания окислительной среды в ИТП добавляли железорудный концентрат в количестве от 45 до 55кг, т.е., часть вводили с четвертой загрузкой металлического лома, а остальную перед пятой загрузкой, что позволило избежать резкого “вскипания” ванны. Для поддержания шлакового покрова присаживали известь и плавиковый шпат – от 55 до 65 кг и от 10 до 20 кг соответственно. Для устранения зависания шихты в процессе плавления её периодически осаживали при помощи ломика, что позволило избежать перегрева жидкого металла и разрушение футеровки. Даже временное зависание шихты увеличивает продолжительность плавления и расход электроэнергии. В период окисления металла для предотвращения

сильного захлаживания шлака жидкую ванну перемешивали металлическим прутком, тем самым увеличивая реакционную способность шлака.

Как известно, определяющими параметрами процесса дефосфорации являются окисленность системы и температура металла. Однако обеспечить эффективность этого процесса в ИТП весьма сложно. Это свидетельствует, что в ИТП ограничивают подачу окислителя, вводимого для обезуглероживания расплава, и окисленность шлаковых смесей, поэтому в качестве определяющего параметра выбрана температура металла.

В работе исследовали влияние температуры на процесс дефосфорации стали в конкретных производственных условиях при выплавке вышеуказанной стали в ИТП. Температуру расплава изменяли от 1585 до 1915 К и после выдержки в течение от 5 до 10 мин отбирали пробу металла на полный химический анализ. Химический анализ металла определяли с помощью атомно-эмиссионного спектрометра “МСАП V5” с точностью 0.001% и калибровкой программы стандартными образцами УГ123, УГ124. Средний химический состав металла по 30 плавкам, принятый для исследования и для термодинамических расчетов, приведен в табл. 3. Далее было проведено более 300 плавов.

Таблица 3

Элемент	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Al
%	0,184	0,013	0,208	0,011	0,036	0,118	0,121	0,139	<0,001

Для определения химического состава шлака при плавке стали марки 20ГЛ, были отобраны пробы шлака из ИТП, в период скачивания шлака и проанализированы в лаборатории. Для определения содержания Fe, Mn, Ca, Si, Al, Mg, P в шлаке использовали спектральный атомно-эмиссионный метод с индуктивно-связанной плазмой (АЭС-ИСП). Измерения проводили на спектрометре iCAP 6300 Radial View фирмы Thermo Fisher Scientific Inc.

Средний химический состав шлака на конец периода расплавления, принятый для исследования и для термодинамических расчетов, приведен в табл.4.

Таблица 4

Оксид	CaO	SiO ₂	FeO	MnO	Al ₂ O ₃	MgO	P ₂ O ₅
%	24,1	12,2	38,2	5,7	15,5	3,2	1,1

На рис.1 и 2 приведены экспериментальные значения, характеризующие влияние температуры металла на содержание фосфора в металле и в шлаке.

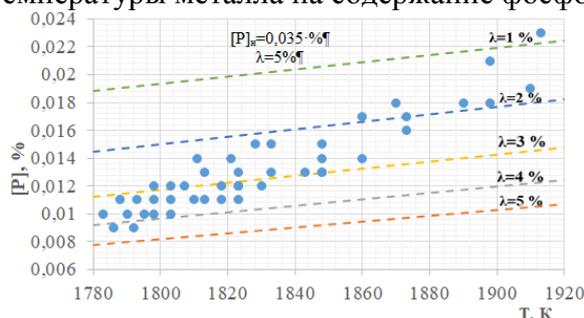


Рис.1. Влияние температуры на содержание фосфора в металле (штриховая линия – расчетные данные содержания фосфора в металле при разных значениях кратности шлака)

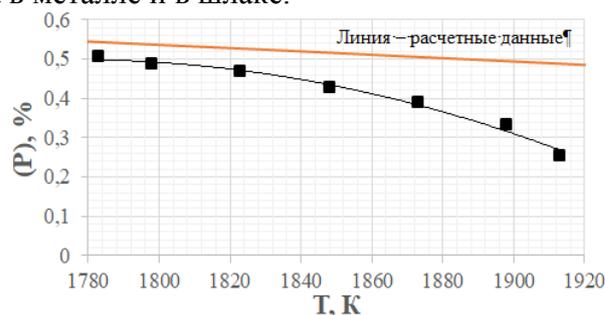


Рис.2. Влияние температуры металла на содержание фосфора в шлаке

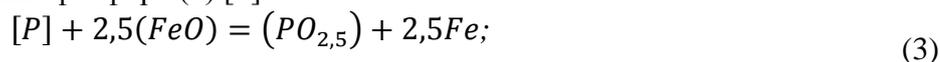
Как видно из рис.1 и 2, на плавках с пониженной температурой степень дефосфорации была значительно выше, чем на экспериментах с повышенной температурой. Дефосфорирующая способность шлака в интервале температур от 1783 до 1800 К составляет 80%, от 1800 до 1850 К – 60%, от 1850 до 1900 К – 40 % и свыше 1900 К – 20 %. Это объясняется тем, что с увеличением температуры металла, уменьшается константа равновесия реакции (1), т.е. происходит процесс рефосфорации – фосфор из шлака переходит обратно в расплав.

Если при температуре 1783 К было удалено около 70 % фосфора, то на плавках с температурой 1910 К это значение составило примерно 34 %. Соответственно и доля фосфора, перешедшего в шлак на экспериментах при низкой температуре, была существенно выше, чем при высокой. Содержание фосфора в шлаках при низкой температуре процесса достигало 0.50 %, при высокой – около 0.26 %, при этом баланс по фосфору соблюдался. Полученные данные особенно важны при выплавке стали в ИТП, так как изменять химический состав и физические свойства шлака, как правило, не удается в широких пределах из-за специфических условий индукционной плавки.

Дальнейший технологический процесс связан с легированием и раскислением металла, для этого значительно поднимают температуру расплава. Поэтому для максимального исключения процесса рефосфорации окислительный шлак необходимо скачивать при пониженной температуре. Наилучшие результаты были получены при температуре 1783 К. Однако снижение температуры ванны в период скачивания шлака приводило к частичному “намораживанию” металла на стенке тигля и сливном носке ИТП. Поэтому технологические операции, связанные с обновлением шлака, целесообразно проводить при температуре около 1800 К.

Для оценки полученных экспериментальных результатов по содержанию фосфора в металле под шлаком в ИТП в зависимости от температуры ванны проведен термодинамический анализ процесса дефосфорации, с использованием уравнения (3) и выражений (4) и (5).

Равновесное значение коэффициента распределения фосфора L_P рассчитано по упрощенной реакции окисления фосфора (3) [6]:



$$\lg K = \lg \frac{x_{PO_{2,5}} \cdot \gamma_{PO_{2,5}}}{x_{FeO}^{2,5} \cdot \gamma_{FeO}^{2,5} \cdot [P] \cdot f_P} = \frac{1120}{T} - 1,385. \quad (4)$$

После преобразования получена формула для равновесного коэффициента распределения фосфора [6]:

$$L_P = \frac{(\%P)}{[\%P]} = \frac{31 \cdot K \cdot f_P \cdot x_{FeO}^{2,5} \cdot \gamma_{FeO}^{2,5} \cdot \sum n}{\gamma_{PO_{2,5}}}. \quad (5)$$

Значения γ_{FeO} и $\gamma_{PO_{2,5}}$ определены по теории регулярных ионных растворов, с использованием соответствующих формулы (6) и (7) [12]:

$$\lg \gamma_{FeO} \approx \lg \gamma_{(Fe)} = \frac{1000}{T} [2,18x_{Mn}x_{Si} + 5,9(x_{Ca} + x_{Mg})x_{Si} + 10,5x_{Ca}x_P]; \quad (6)$$

$$\lg \gamma_{PO_{2,5}} \approx \lg \gamma_{(P)} = \lg \gamma_{(Fe)} - \frac{10500}{T} x_{Ca}, \quad (7)$$

где $x_{Ca}, x_{Mn}, x_{Si}, x_{Mg}, x_P$ – ионные доли соответствующих катионов в шлаке ($x_{Mn} = n_{Mn^{2+}} / \sum n_i^+$).

Коэффициент активности фосфора вычисляли с применением параметров взаимодействия первого порядка, значения которых приведены в таблице 5 [6].

Таблица 5

Параметры взаимодействия первого порядка в расплавах на основе железа

e_i^j	C	Mn	Si	S	P	Al
P	0,130	-0,032	0,052	0,062	0,028	0,046

Коэффициент активности фосфора в металле при разных температурах определен в приближении теории регулярных растворов по формуле (8):

$$\lg f_P^T = \frac{1873 \cdot (7000 - T)}{T \cdot (7000 - 1873)} \cdot (e_P^C[C] + e_P^{Mn}[Mn] + e_P^{Si}[Si] + e_P^S[S] + e_P^P[P] + e_P^{Al}[Al]). \quad (8)$$

Технологические параметры процесса дефосфорации, в частности, конечное содержание фосфора в металле и в шлаке оцениваем, воспользовавшись общепринятой методикой, а

именно, решая систему уравнений, состоящую из балансового уравнения (9) (составленным для условия, что фосфор не выделяется в газовую фазу, а перераспределяется только между металлом и шлаком) и формулы (5), описывающей коэффициент распределения фосфора между шлаком и металлом.

$$m_{\text{м}}[P]_{\text{н}} + m_{\text{ш}}(P)_{\text{н}} = m_{\text{м}}[P]_{\text{к}} + m_{\text{ш}}(P)_{\text{к}}, \quad (9)$$

где $m_{\text{м}}$ и $m_{\text{ш}}$ – масса металла и шлака, $[P]_{\text{н}}$ и $(P)_{\text{н}}$ – начальные концентрации фосфора в металле и шлаке, $[P]_{\text{к}}$ и $(P)_{\text{к}}$ – конечные концентрации фосфора в металле и шлаке.

Выражение (9) является уравнением материального баланса, составленным при условии, что фосфор не выделяется в газовую фазу, а перераспределяется только между металлом и шлаком. Если при плавке величины $m_{\text{м}}$ и $m_{\text{ш}}$ не изменяются, то решением системы уравнений (5) и (9) получено выражение для расчета конечного содержания фосфора в металле:

$$[P]_{\text{к}} = \frac{100[P]_{\text{н}} + \lambda(P)_{\text{н}}}{100 + \lambda L_{\text{P}}}, \quad (10)$$

где λ – кратность шлака, %.

После проведения процесса дефосфорации в ИТП, сканировали шлак в количестве от 260 до 270 кг, при этом масса металла в тигле составляла от 5260 до 5280 кг. Для термодинамических расчетов средняя кратность шлаков была принята $\lambda = 270 \cdot 100 / 5270 = 5$ %.

В качестве основного параметра, характеризующего процесс дефосфорации стали, был принят коэффициент распределения фосфора между шлаком и металлом. Результаты сравнения экспериментальных значений и расчетных данных приведены в табл. 6 и на рис.3.

Таблица 6

Результаты расчетов основных показателей процесса дефосфорации в ИТП

T, K	1798	1823	1848	1873	1898	1923
$\lg \gamma_{\text{FeO}}$	0,179	0,177	0,175	0,172	0,170	0,168
γ_{FeO}	1,512	1,503	1,495	1,487	1,479	1,472
$\lg \gamma_{\text{PO}_{2,5}}$	-1,504	-1,484	-1,464	-1,444	-1,425	-1,407
$\gamma_{\text{PO}_{2,5}}$	0,031	0,033	0,034	0,036	0,038	0,039
f_{P}	1,022	1,021	1,021	1,021	1,020	1,020
$\lg K$	-0,762	-0,771	-0,779	-0,787	-0,795	-0,803
K	0,173	0,170	0,166	0,163	0,160	0,158
L_{P}	66	61	56	52	48	45
$[P]_{\text{к}}, \%$	0,008	0,009	0,009	0,010	0,010	0,011
$(P)_{\text{к}}, \%$	0,537	0,527	0,516	0,505	0,495	0,484

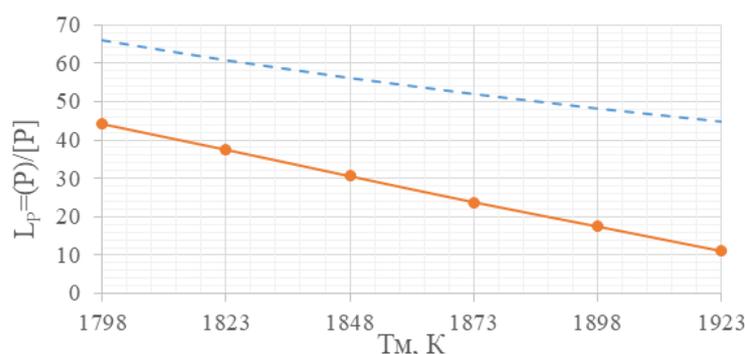


Рис.3. Влияние температуры металла на коэффициент распределения фосфора (штриховая линия – расчетные данные, сплошная линия – экспериментальные значения)

Как видно из данных, приведенных на рис.3, существенное влияние на коэффициент распределения фосфора оказывает температура расплава в ИТП. Такое влияние температуры на процесс дефосфорации, как известно, вызван термодинамическими параметрами перехода фосфора из металла в шлак, что особенно важно для выплавки металла в ИТП, где малоактивные шлаки.

После проведения окислительного периода полностью сливали шлак. Затем загружали стальной возврат в количестве 1000 кг в два приема. После расплавления сливали весь шлак периода расплавления.

Выводы. Как показали проведенные эксперименты, при соблюдении условий, связанных с подбором специальных шлаков, контроле температуры ванны, при полном скачивании окислительного шлака можно добиться существенной дефосфорации стали в ИТП. Применение предложенной технологии позволило увеличить степень дефосфорации от 30 до 70 % с достижением содержания фосфора менее 0.018...0.011 %

Предложена новая концепция технологии плавки в индукционной тигельной печи, которая позволяет обеспечить эффективное рафинирование металла от фосфора за счет использования шлака и при контроле температуры ванны.

Проведение процесса дефосфорации при низких температурах и повышенной активности шлака позволило обеспечить дефосфорацию металла при выплавке в ИТП до 70 %.

На основании комплексных промышленных исследований разработана и освоена рациональная технология процесса дефосфорации стали для отливок железнодорожного транспорта в индукционной тигельной печи.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Иващенко Ю.М., Солдатов В.Г. Связь технологических параметров изготовления стальных отливок с их эксплуатационными характеристиками // Вестник Брянского государственного технического университета. 2008, № 2(18).
- [2] Лунев В.В., Аверин В.В. Сера и фосфор в стали. Москва. Металлургия, 1988, – 256 с.
- [3] Гуляев А.П. Чистая сталь. Москва. Металлургия, 1975, –184 с.
- [4] Tursunov N.K., Semin A.E., Sanokulov E.A. Study of dephosphoration and desulphurization processes in the smelting of 20GL steel in the induction crucible furnace with consequent ladle treatment using rare earth metals // Chernye Metally. 2017, No.1, pp. 33–40.
- [5] Tursunov N.K., Semin A.E., Sanokulov E.A. Study of desulfurization process of structural steel using solid slag mixtures and rare earth metals // Chernye Metally. 2016, No. 4, pp. 32–37.
- [6] Tursunov N.K., Semin A.E., Kotelnikov G.I. Kinetic features of desulphurization process during steel melting in induction crucible furnace // Chernye Metally. 2017, No. 5, pp. 23–29.

Дата поступления
05.06.2023

Алимухамедов Ш.Р., Турсунов Н. К., Тоиров О. Т., Уразбаев Т. Т. Индукцион тигел печида темир йўл куймалари учун пўлатни дефосфорация жараёни тадқиқоти.

Аннотация: Қаттиқ шлак ҳосил қилувчи аралашмалар ёрдамида пўлатни депосфорация қилиш жараёни қуввати 6 тонна бўлган индукцион кружка печида амалга оширилди. Тадқиқот жараёнида 20ГЛ маркали пўлат фойдаланилди. Технологик параметрлар индукцион тигел печида, темир йўл транспорти куймалари учун пўлат ишлаб чиқариш бўйича янги технологик йўриқноманинг асосини ташиқил етувчи металлни дефосфорация қилиш жараёнини миқдорий боғлиқликлари олинган. Депосфорация жараёни термодинамик таҳлил, ваннанинг ҳароратига қараб, индукцион тигел печида пўлатдаги фосфор таркибида олинган экспериментал натижаларни баҳолаш учун амалга оширилди.

Калит сўзлар: индукцион тигелли печ; пўлат дефосфорацияси; асослиги; шлак оксидланиши; металл ҳарорати; қаттиқ шлак ҳосил қилувчи аралашмалар; фосфорнинг тарқалиш коэффициенти.

Alimukhamedov Sh.P., Tursunov N.K., Toirov O.T., Urazbayev T.T. Dephosphoration process research of steel for railway castings in an induction crucible furnace.

Abstract: The dephosphoration process of steel using solid slag-forming mixtures was carried out in an induction crucible furnace with a capacity of 6 tons. 20GL grade steel was used as the metal under research. The technological parameters quantitative dependences of the metal dephosphoration process are obtained, which form the basis of a new technological instruction for the production of steel for railway transport castings in an induction crucible furnace. The dephosphoration process thermodynamic analysis was carried out to evaluate the experimental results obtained on the phosphorus content in steel under slag in the induction crucible furnace, depending on the bath temperature.

Keywords: induction crucible furnace; steel dephosphoration; basicity; slag oxidation; metal temperature; solid slag-forming mixtures; phosphorus distribution coefficient.

ГИДРАВЛИЧЕСКИЙ И ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ МНОГОСЕКЦИОННОГО ТЕПЛООБМЕННИКА, РАБОТАЮЩЕГО В ОДНОТРУБНОЙ СЕТИ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Хужаев И.К., Ширинов З.З.

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

E-mail: ziyomat@mail.ru

***Аннотация:** Разработана методика гидравлического и теплового расчета многосекционного современного теплообменника, подключенного к одноконтурной сети теплоснабжения. При моделировании теплообменника использована условная двухконтурная схема с входной перемычкой с краном-регулятором, многосекционным теплообменником и выходной перемычкой. Полагали, в промежуточных патрубках вода не течет, но происходит теплообмен с окружающей средой согласно третьему роду граничных условий. С привлечением аналогов законов Кирхгофа определены дуговые расходы и узловое давление. Изменение путевого изменения температуры рабочей жидкости по дугам рассчитано с применением формулы Шухова. Вычислено количество тепла, затраченное теплообменником на отопление.*

***Ключевые слова:** многосекционный теплообменник; объемный расход; рабочая жидкость; квадратичный закон сопротивления; температура; окружающая среда; формула Шухова; аналоги законов Кирхгофа; потеря тепла на теплообменнике.*

Введение. Одним из важных факторов для человечества является создание комфортных условий для жизни. Для обеспечения необходимого для работы и проживания микроклимата с соответствующей температурой и влажностью тратятся большие капитальные вложения и эксплуатационные расходы. Интенсивно развиваются способы и устройства обогрева, охлаждения, вентиляции и обеспечения влажности в помещении с автоматизацией управления подобными процессами.

В густонаселенных местах и на больших производственных объектах организуются сети отопления с разными источниками тепла и преобразователями энергии. Такими преобразователями энергии могут служить ТЭЦ, в которых вырабатываются высокотемпературные пары воды. Такой пар сначала приводит в движение турбины, которые производят электрический ток, а далее используется для различных целей. Возможны варианты использования пара разной температуры в различных производственных подразделениях и для отопления помещений. В зависимости от этого строятся одно-, двух- и многотрубные, многоконтурные сети теплоснабжения. Это естественно, т.к. при воздушном способе обогрева помещения требуется определенный интервал температуры воды, при водном обогреве – другой интервал, для горячей воды – третий интервал и т.д.

Для нагревания воды могут быть использованы дрова, уголь, торф, мазут, природный газ, геотермальные воды, электрический ток и другие. Для каждого из этих видов источников разрабатываются свои преобразователи энергии и сети теплоснабжения, которые могут иметь двойное назначение.

Представим примеры. Известно, что центр Земли характеризуется высокой температурой, т.к. Земля является угасающей звездой. Тепло Земли, передаваемое приземной атмосфере, в 1000 раз меньше, чем Земля получает от Солнца. На разных частях поверхности Земли градиент температуры имеет разное значение. Для нашего региона этот градиент составляет 0.3-0.4°C/м. Но такой градиент устанавливается после определенной глубины. Согласно [1], верхний слой грунта (0.3-2 м) подвергается суточному изменению. Годовые изменения могут влиять на температуру до глубины 2 м, даже до 10 м. Далее устанавливается практически линейное увеличение температуры согласно температурному градиенту.

Углубление теплиц или помещений для животных в холодном климате обусловлено этим фактором. Есть научные работы ученых из Ирана и Марракеша, которые предлагают использовать данную особенность грунта Земли [2–3]. Разработаны устройства обогрева, вентиляции и охлаждения помещений, которые работают при температуре определенной глубины грунта Земли. В Марракеше начали использовать теплообменники «земля-воздух» – подземные воздушные туннели (ЕАНХ). ЕАНХ состоит из трех параллельных ПВХ-труб длиной 72 м каждая с внутренним диаметром 15 см, зарытых на глубине 2.3-3.2 м, каждая

труба оснащена вентилятором, которые нагнетает воздух в дом. Исследованы изменение температуры и влажности вокруг труб с использованием программного обеспечения TRNSYS (тип 460) в течение 38 суток. Установлена среднесуточная температура на 22 часа на выходе ЕАНХ. Максимальная температура составила 19.8°C к 19-ти часам. Устройство работает на 45-, 90-ваттных вентиляторах, при этом достигается значительное сокращение энергозатрат.

Другой оригинальный способ охлаждения помещений используют в Японии [5]. Здесь получают сжиженный газ с низкой температурой -130°C и под высоким давлением. Чтобы нагреть газ до 20°C вначале его пропускают через камеры, где собран отработанный резиновый материал. Под воздействием низкой температуры газа резина становится хрупкой, и ее измельчают до порошкообразного состояния. Далее газ поступают морозильники для хранения рыбы, холодильники, сети охлаждения помещений и т.д., постепенно нагреваясь, и только после всего этого его используют по назначению.

Эти и другие известные способы использования горячего и холодного рабочих агентов в процессе организации микроклимата являются результатом внедрений знаний и опытов поколений по направлению теории тепло- и массообмена. Теоретические основы этого направления включены в школьную программу. В ВТУЗах направление изучается по частям в различных предметах, в число которых входят термодинамика, теория теплообмена, теория теплопередачи, гидродинамика, тепло- и газоснабжение, вентиляция и другие [5–11]. Разработаны различные математические модели и способы решения задач теплопередачи [10–23]. В литературе можно встретить представление уравнений теплопередачи по закону Фика в Декартовых, цилиндрических, сферических и других ортогональных координатах. Только в теории теплопередачи существуют граничные условия четвертого рода.

Для больших интервалов изменения температуры и интенсивного потока тепла, например, образующихся в процессе сварочных работ или использовании химических лазеров, разработана математическая модель теплопередачи с релаксацией [17, 25].

Также задачи усложняются за счет сопряжения с гидромеханикой, за счет сложных форм и композитной структуры теплообменника, а также за счет перехода к другому агрегатному состоянию рабочего агента [26].

В конечном итоге, можно заметить, что задачи теплопередачи достаточно разнообразные. Существуют источники, которые предназначены для инженерно-технического персонала или более глубокого изучения особенностей объекта на уровне современного состояния предметной области исследования.

Эти исследования продолжают в частности, в направлениях ресурсо- и материалоэкономии. С этой точки зрения интересны как задачи организации централизованной системы отопления больших населенных пунктов, так и задачи автономного отопления отдельных помещений и пользователей. Во втором случае, как показывает практика, КПД отопительных систем имеет существенно меньший показатель. В связи с этим становятся актуальными задачи организации сети отопления без использования нагнетателей. Для этой цели разрабатываются эффективные котельные устройства и сети теплоснабжения многоэтажных зданий, которым не нужны насосы.

Теоретическое обоснование работоспособности таких сетей требует проведения широкомасштабных исследований гидравлики и теплообменного процессов отопления. В связи с этим ниже предлагаются способы расчета тепло- и массообмена в теплообменниках, подключенных к одноточечной сети отопления. Предлагаются формулы для расчета перепадов давления и температура рабочего агента (воды) при переходе через многосекционный радиатор, которые получены на основе гипотезы о том, что рабочей агент перемещается по

крайним патрубкам теплообменника, а в промежуточных вертикальных патрубках отсутствует конвективный перенос. Выбраны эффективные значения коэффициентов теплоотдачи от жидкости к теплообменнику и от теплообменника в окружающую атмосферу.

Методы. Сначала представим объект расчета. Современные теплообменники изготавливаются в виде отдельных секций из материала, который имеет большой коэффициент теплопроводности. Отдельная секция имеет определенную высоту, но фиксированную ширину: теплообменник можно удлинять с установкой дополнительных секций и укоротить, убирая отдельные секции.

В каждой секции имеется вертикальный патрубок с высотой h и внутренним диаметром D_v , который соединяется с верхним и нижним горизонтальными патрубками с длиной l_c и внешним диаметром $D_v + 2\delta_v$. Чтобы увеличить поток тепла от рабочего агента в окружающую среду, секции снабжаются наружными ребрами, которые увеличивают поверхность контакта с окружающей средой. Соответственно, длина теплообменника кратна длине секции $l = N l_c$, где N – количество секций в теплообменнике.

Обозначим через h_p длину перемычек AB и CD между магистральным каналом и теплообменником. Положим, что расход $Q = \frac{\pi D_m^2 w}{4}$ распределяется между магистральным каналом Q , верхним и нижним горизонтальными патрубками. Течениями в средних вертикальных патрубках (представлены прерывистыми линиями) пренебрегаем. Тогда у нас образуется двухконтурная замкнутая сеть (рис. 1).

Верхний контур состоит из четырехугольника $B B_1 B_2 C$. Нижний патрубок BC с длиной l составляет его первую дугу, а верхний $B_1 B_2$ и боковые $B B_1$, $B_2 C$ патрубки с общей длиной $2h + l$ – вторую дугу.

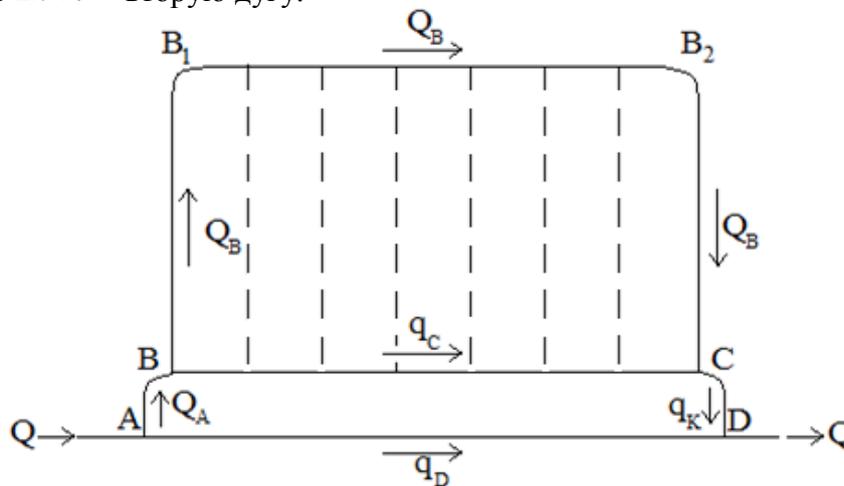


Рис. 1. Схематическое представление теплообменника, подключенного к однотрубной сети, использованное при математическом моделировании

Нижний контур имеет четыре дуги: перемычки AB и CD длиной h_p , нижний горизонтальный патрубок теплообмена BC и часть магистрального канала AD , которые примерно имеют одинаковую длину l . Входной и выходной расходы одинаковые и составляют Q . Расход от A до B обозначим через Q_A , расход по верхней дуге $B B_1 B_2 C$ – через Q_B , которые являются для нас неизвестными. Если найдем их значения, то расход по дуге AD вычислим как $q_D = Q - Q_A$, расход по дуге как $q_C = Q_B - Q_A$, а расход по дуге CD как $q_K = Q_A$. Эти суждения вытекают из аналога первого закона Кирхгофа – баланса массы воды в узлах разветвления и слияния [7].

Приступим к расчету потери давления.

Предлагаются вариант расчета, где учитываются потоки рабочего агента по перемычкам и вертикальным патрубкам крайних секций теплообменника. На входе задано значение давления p_H . Необходимо найти значения давления p_B и p_C в промежуточных узлах B и C , а также значение давления p_K в сечении D – конце теплообменника. Для нахождения перепадов давления обратимся к аналогу второго закона Кирхгофа. При этом значения коэффициента сопротивления, диаметра и площади поперечного сечения дуг обозначим в соответствии с индексами расхода дуг. Для упрощения расчета, как отметили выше, пренебрегаем изменением нивелирной высоты и диссипацией кинетической энергии.

Перепад давления в дуге AB составляет

$$p_H - p_B = \frac{\lambda_p \rho h_p}{2 \dot{D}_p f_p} Q_A^2 = K_A Q_A^2, \quad (1)$$

в дуге AD –

$$p_H - p_K = \frac{\lambda_m \rho l}{2 D_m f_m^2} q_D^2 = K_D q_D^2, \quad (2)$$

в дуге BC –

$$p_B - p_C = \frac{\lambda_g \rho l}{2 D_g f_g^2} q_C^2 = K_C q_C^2, \quad (3)$$

в верхней дуге BC –

$$p_B - p_C = \left(2 \frac{\lambda_v \rho h}{2 D_v f_v^2} + \frac{\lambda_g \rho l}{2 D_g f_g^2} \right) Q_B^2 = K_B Q_B^2, \quad (4)$$

в дуге CD –

$$p_C - p_K = \frac{\lambda_p \rho h_p}{2 D_p f_p^2} q_K^2 = K_K q_K^2. \quad (5)$$

Здесь использовали обозначения: λ – коэффициент сопротивления трения в квадратичном законе режима, а индексы p, v, g относят его к перемычкам, вертикальным и горизонтальным патрубкам теплообменника.

В уравнении (1) диаметр и поперечная площадь перемычки AB выделены верхними точками. Дело в том, что в перемычке (или во входе в узел B) устанавливается кран-регулятор. С помощью этого крана регулируется поток нагретой воды через радиатор. Предлагаемая нами модель работает только в случае положительного значения площади поперечного сечения перемычки, т.е. при $\dot{f}_p > 0$.

Получили систему из пяти уравнений второго порядка. Поскольку направления потоков известны, то данная система решается легко.

Уравнение (4) для верхней дуги BC заменим новым уравнением второго порядка

$$K_C q_C^2 = K_B Q_B^2, \quad (6)$$

что вытекает из равенства левых частей уравнений (3) для нижней дуги BC и (4) для верхней дуги BC .

И из остальных уравнений тоже можно исключить перепады давления. Для этого суммы сторон уравнений (1), (3) и (5) приравняем сторонам уравнения (2). В результате получим второе уравнение второго порядка:

$$K_A Q_A^2 + K_C q_C^2 + K_K q_K^2 = K_D q_D^2. \quad (7)$$

Уравнения (6) и (7) составляют замкнутую систему, где неизвестными являются Q_A и Q_B .

Теперь в (6) и (7) выразим q_D, q_C и q_K через искомым Q_A и Q_B :

$$q_D = Q - Q_A, \quad q_C = Q_A - Q_B, \quad q_D = Q - Q_A.$$

Тогда система из уравнений (6) и (7) приобретает вид:

$$\begin{cases} K_c (Q_A - Q_B)^2 = K_B Q_B^2, \\ K_A Q_A^2 + K_C (Q_A - Q_B)^2 + K_K Q_A^2 = K_D (Q - Q_A)^2. \end{cases}$$

Поскольку искомые и коэффициенты в этих уравнениях имеют положительные значения, то из первого из них следует

$$\sqrt{K_c} (Q_A - Q_B) = \sqrt{K_B} Q_B.$$

Отсюда находим взаимосвязь между Q_A и Q_B :

$$Q_B = \frac{\sqrt{K_C}}{\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C}} Q_A.$$

Подставим значение Q_B во второе уравнение последней системы и получим уравнение:

$$(K_A + K_K) Q_A^2 + K_C \frac{K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2} Q_A^2 = K_D (Q - Q_A)^2$$

или

$$\left(K_A + K_K + \frac{K_C K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2} \right) Q_A^2 = K_D (Q - Q_A)^2.$$

Отсюда составим уравнение

$$\left(K_A + K_K + K_C \frac{K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2} \right) Q_A^2 = K_D (Q - Q_A)^2.$$

Здесь, как отметили выше, коэффициенты, а также Q_A и $Q - Q_A$ имеют положительные значения. Поэтому, извлекая квадратный корень из множителей, получим

$$\sqrt{K_A + K_K + \frac{K_C K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2}} Q_A = \sqrt{K_D} (Q - Q_A).$$

Отсюда следует, что

$$Q_A = \frac{\sqrt{K_D}}{\sqrt{K_A + K_K + \frac{K_C K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2}} + \sqrt{K_D}} Q = KQ.$$

Теперь можем определить значения остальных дуговых расходов

$$Q_B = \frac{\sqrt{K_c}}{\sqrt{K_B} + \sqrt{K_c}} KQ,$$

$$q_C = Q_A - Q_B = \frac{\sqrt{K_B}}{\sqrt{K_B} + \sqrt{K_c}} KQ,$$

$$q_D = Q - Q_A = (1 - K)Q,$$

$$q_K = Q_A \equiv KQ.$$

Значение перепада давления на выходе из участка с теплообменником легче вычислить согласно уравнению (2)

$$p_{H(a)} - p_K = K_D(1 - K)^2 Q^2,$$

где значения K_D и K определены выше.

Можно также определить значения узловых давлений.

Из уравнения (1) находим

$$p_B = p_H - K_A K^2 Q^2.$$

Из уравнения (3) находим

$$p_C = p_B - K_C q_C^2 = p_H - K_A K^2 Q^2 - K_C \frac{K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2} K^2 Q^2,$$

или

$$p_C = p_H - \left(K_A + \frac{K_C K_B}{(\sqrt{K_B} + \sqrt{K_C})^2} \right) K^2 Q^2.$$

Можно убедиться, что модуль перепада давления на единицу длины теплообменника намного меньше, чем этого показателя в обычной трубе.

Прежде чем приступить к расчету перепада температуры рабочего агента в дугах теплообменника, остановимся на формулах, которые могут быть использованы в процессе расчета теплообмена.

Известна формула В.Г. Шухова [12–13]:

$$T_K = T_{oc} + (T_H - T_{oc}) \exp(-Sh l).$$

Здесь T_H , T_K – температура рабочего агента на входе и на выходе участка трубопровода с длиной l ; T_{oc} – температура окружающей среды (постоянная); $Sh = \frac{k_{cp} \pi (D + 2\delta)}{\rho c_B Q}$ –

параметр (коэффициент) Шухова; k_{cp} – среднее значение коэффициента теплопередачи в системе «рабочий агент – твердая стенка – окружающая среда»; c_B – удельная теплоемкость рабочего агента; δ – толщина стенки трубопровода; $\bar{f}_{op} = \pi (D + 2\delta)$ – площадь наружной поверхности погонного метра трубопровода (в м).

Данная формула получена в рамках квазиодномерного приближения, когда продольный градиент температуры пропорционален разности температур рабочего агента и окружающей среды (гипотеза Ньютона-Рихмана) [6, 9–10].

Нами получена уточненная формула Шухова, которая дополнительно учитывает фактор диссипации кинетической энергии рабочего агента:

$$T_K = T_{oc} + \frac{\lambda Q^3 \rho}{2k_{cp} D f^2 \bar{f}_{op}} + \left(T_H - T_{oc} - \frac{\lambda Q^3 \rho}{2k_{cp} D f^2 \bar{f}_{op}} \right) \exp(-Sh l).$$

Данная формула дает результат, который больше чем формула Шухова. В связи с этим ниже воспользуемся формулой Шухова, которая дает определенный запас в расчетах теплообменного процесса.

Согласно нашей модели теплообменника, в промежуточных вертикальных патрубках рабочий агент простаивает и для этого случая приведенные выше формулы дают завышенный результат $T_K \rightarrow T_{oc}$. Для этого случая нами сформулирована стационарная задача теплообмена в стенке теплообменника с уравнением [6]:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = 0$$

и граничными условиями

$$-\frac{dT(r_1)}{dr} = k_B [T_{ж} - T(r_1)], \quad \frac{dT(r_2)}{dr} = k_H [T_{oc} - T(r_2)].$$

Здесь r – радиальная координата, отсчитываемая от оси трубопровода – патрубка; $k_B = \alpha_B / \lambda_T$ и $k_H = \alpha_H / \lambda_T$; λ_T – коэффициент теплопередачи материала теплообменника; α_B , α_H – коэффициенты теплоотдачи от жидкости к внутренней стенке патрубка и от стенки в окружающую среду.

Решение задачи получено в виде распределения температуры по толщине трубопровода:

$$T(r) = \frac{r_2 k_H}{1 + r_2 k_H \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{r_2 k_H}{r_1 k_B}} (T_{oc} - T_{ж}) \ln \frac{r}{r_1} +$$

$$+ \frac{1 + r_2 k_H \ln \frac{r_2}{r_1}}{1 + r_2 k_H \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{r_2 k_H}{r_1 k_B}} T_{ж} + \frac{r_2 k_H}{r_1 k_B \left(1 + r_2 k_H \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{r_2 k_H}{r_1 k_B} \right)} T_{oc}.$$

Как показала проверка данного решения и решений для других комбинаций граничных условий, только при использовании приведенных выше граничных условий третьего рода обеспечиваются ожидаемые соотношения для описываемого случая:

$$T_{oc} < T(r_2) < T(r_1) < T_{ж}.$$

Для единичной площади наружной границы поток тепла $q_{y\delta} \left[\frac{\text{Дж}}{\text{м}^2 \cdot \text{с}} \right]$ ($q_{y\delta} > 0$) определяется следующим образом:

$$q_{y\delta} = -\lambda_T \frac{dT(r_2)}{dr} = \alpha_H [T(r_2) - T_{oc}] = A_0 T_{oc} + B_0 T_{ж}.$$

Здесь

$$B_0 = \frac{\alpha_H}{1 + r_2 k_H \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{r_2 k_H}{r_1 k_B}}, \quad A_0 = -B_0.$$

С применением данных формул приступим к определению узловых температур сети.

1. Входная перемычка AB . Здесь расход составляет Q_A , диаметры \dot{D}_p и $\dot{D}_p + 2\dot{\delta}_p$. Температура на входе T_H .

Определим значение коэффициента Шухова: $Sh_p = \frac{k_{cp} \pi (\dot{D}_p + 2\dot{\delta}_p)}{\rho c_B Q_A}$. Тогда в конце

входной перемычки температура теплового агента составляет

$$T_B = T_{oc} + (T_H - T_{oc}) \exp(-Sh_p h_p).$$

2. Нижний горизонтальный патрубок BC . Здесь входными данными являются q_C , D_g , $D_g + 2\delta_g$, T_B . В связи с этими данными определим

$$T_{C(B)} = T_{oc} + (T_B - T_{oc}) \exp(-Sh_{C(B)} l),$$

где $Sh_{C(B)} = \frac{k_{cp} \pi (D_g + 2\delta_g)}{\rho c_B q_C}$.

3. Верхняя дуга состоит из трех частей.

а) от B до B_1 входными данными являются Q_B , D_v , $D_v + 2\delta_v$, T_B , а параметр Шухова составляет $Sh_{BB_1} = \frac{k_{cp} \pi (D_v + 2\delta_v)}{\rho c_B Q_B}$. Поэтому на верхней точке левого патрубка температура рабочего агента составляет

$$T_{B_1} = T_{oc} + (T_B - T_{oc}) \exp(-Sh_{BB_1} h).$$

б) от сечения B_1 до сечения B_2 по верхнему горизонтальному патрубку расчет ведем по входным данным Q_B , D_g , $D_g + 2\delta_g$ и T_{B_1} :

$$T_{B_2} = T_{oc} + (T_{B_1} - T_{oc}) \exp(-Sh_{B_1 B_2} l),$$

где $Sh_{B_1 B_2} = \frac{k_{cp} \pi (D_g + 2\delta_g)}{\rho c_B Q_B}$.

в) от B_2 до C – правый вертикальный патрубок. Для его расчета входные данные: Q_B , D_v , $D_v + 2\delta_v$ и T_{B_2} . Поэтому

$$T_{CB} = T_{oc} + (T_{B_2} - T_{oc}) \exp(-Sh_{B_2 C} h),$$

где $Sh_{B_2 C} = \frac{k_{cp} \pi (D_v + 2\delta_v)}{\rho c_B Q_B}$.

4. Расчет температуры в сечении C . Здесь происходит слияние двух потоков, но также должны учитывать теплоотдачи от промежуточных вертикальных патрубков. В связи с этим рассмотрим баланс тепла в контуре $BB_1 B_2 CB$ в целом.

В этот контур поступает тепло с интенсивностью $\rho c_B Q_A T_B \left[\frac{Дж}{c} = Вт \right]$. Часть $\rho c_B Q_B (T_B - T_{CB})$ его теряется по дуге $BB_1 B_2 C$. Другая часть $\rho c_B q_C (T_B - T_{C(B)})$ его теряется по дуге BC . Интенсивность потери тепла в промежуточных вертикальных патрубках теплообменника составляет $\pi(N-2)(D_v + 2\delta_v)h(A_0 T_{oc} + B_0 T_{ж})$. Остаточный поток тепла $\rho c_B Q_A T_C$ выносится к перемычке DC . С учетом этих факторов баланс тепла в контуре $BB_1 B_2 CB$ записывается в виде соотношения:

$$\begin{aligned} \rho c_B Q_A T_B &= \rho c_B Q_B (T_B - T_{CB}) + \rho c_B q_C (T_B - T_{C(B)}) + \\ &+ \pi(N-2)(D_v + 2\delta_v)h(A_0 T_{oc} + B_0 T_{ж}) + \rho c_B Q_A T_C. \end{aligned}$$

Здесь можно принять, что среднее значение температуры по объему жидкости V в теплообменнике составляет $T_{ж} = (T_B + T_C) / 2$. В связи с этим имеем равенство:

$$\rho c_B Q_A T_B = \rho c_B Q_B (T_B - T_{CB}) + \rho c_B q_C (T_B - T_{C(B)}) + \\ + \pi (N-2) (D_v + 2\delta_v) h (A_0 T_{oc} + 0.5 B_0 (T_B + T_C)) + \rho c_B Q_A T_C.$$

Преобразуем уравнение

$$T_B = \frac{Q_B}{Q_A} (T_B - T_{CB}) + \frac{q_C}{Q_A} (T_B - T_{C(B)}) + \\ + \frac{\pi (N-2)}{\rho c_B Q_A} (D_v + 2\delta_v) h (A_0 T_{oc} + 0.5 B_0 T_B) + \left(1 + \frac{0.5\pi (N-2)}{\rho c_B Q_A} (D_v + 2\delta_v) h B_0 \right) T_C.$$

И находим

$$T_C = \left[1 + \frac{0.5\pi (N-2)}{\rho c_B Q_A} (D_v + 2\delta_v) h B_0 \right]^{-1} \left[T_B - \frac{Q_B}{Q_A} (T_B - T_{CB}) - \right. \\ \left. - \frac{q_C}{Q_A} (T_B - T_{C(B)}) - \frac{\pi (N-2)}{\rho c_B Q_A} (D_v + 2\delta_v) h (A_0 T_{oc} + 0.5 B_0 T_B) \right].$$

5. Конечная перемычка CD . На этом участке входные данные составляют Q_A , D_p , $D_p + 2\delta_p$ и T_c . Поэтому на выходе этого звена температура составляет

$$T_{D(C)} = T_{oc} + (T_c - T_{oc}) \exp(-Sh_p h_p),$$

где $Sh_p = \frac{k_{cp} \pi (D_p + 2\delta_p)}{\rho c_B Q_A}$.

6. Часть магистрального канала AD представлена исходными данными $Q - Q_A$, D_m , $D_m + 2\delta_m$ и T_H . Поэтому при $Sh_m = \frac{k\pi (D_m + 2\delta_m)}{\rho c_B Q_A}$ имеем

$$T_{D(A)} = T_{oc} + (T_H - T_{oc}) \exp(-Sh_m l),$$

7. Температура на выходе из участка с теплообменником определяется как среднее значение температуры потоков Q_A и $(Q - Q_A)$:

$$T_K = \frac{Q_A T_{D(C)} + (Q - Q_A) T_{D(A)}}{Q},$$

где учитывали общий расход агента Q в участке с теплообменником.

Секундная общая потеря энергии в теплообменнике составляет

$$Q_{менл} = \rho c_B Q_A (T_H - T_K) [Bm].$$

Обсуждение результатов. По представленному материалу составлена программа расчета многосекционного теплообменника.

Пробные расчеты были проведены для теплообменников с 2, 4, 6, 8, 10, 12 и 14 секциями при следующих показателях: $\rho = 1000.0 \text{ кг м}^{-3}$, $c_B = 4190.0 \text{ Дж кг}^{-1} \text{ К}^{-1}$, $l = 0.12 \text{ м}$, $h = 0.6 \text{ м}$, $h_p = 0.4 \text{ м}$, $D_g = 0.03 \text{ м}$, $D_v = 0.01 \text{ м}$, $D_p = 0.03 \text{ м}$, $D_m = 0.04 \text{ м}$, $\dot{D}_p = 0.03 \text{ м}$, $\dot{\delta}_p = 0.01 \text{ м}$, $\delta_g = 0.05 \text{ м}$, $\delta_p = 0.01 \text{ м}$, $\delta_v = 0.03 \text{ м}$, $\delta_m = 0.004 \text{ м}$, $\lambda_g = 0.002$, $\lambda_v = 0.002$, $\lambda_p = 0.002$, $\lambda_m = 0.002$, $p_H = 130000.0 \text{ Па}$, $T_{oc} = 293.15 \text{ К}$,

$$T_H = 338.15 \text{ K}, \quad \lambda_T = 200 \text{ Вт м}^{-1} \text{ К}^{-1}, \quad w = 0.7 \text{ м с}^{-1}, \quad \alpha_{BT} = 3500.0 \text{ Вт м}^{-2} \text{ К}^{-1}, \\ \alpha_{TOc} = 17.0 \text{ Вт м}^{-2} \text{ К}^{-1}.$$

Кривые температуры жидкости в конечном сечении теплообменника и вертикальных промежуточных патрубках, полученные при $T_H = 338.15 \text{ K}$ и $T_{oc} = 293.15 \text{ K}$, в зависимости от количества секций представлены на рис. 2.

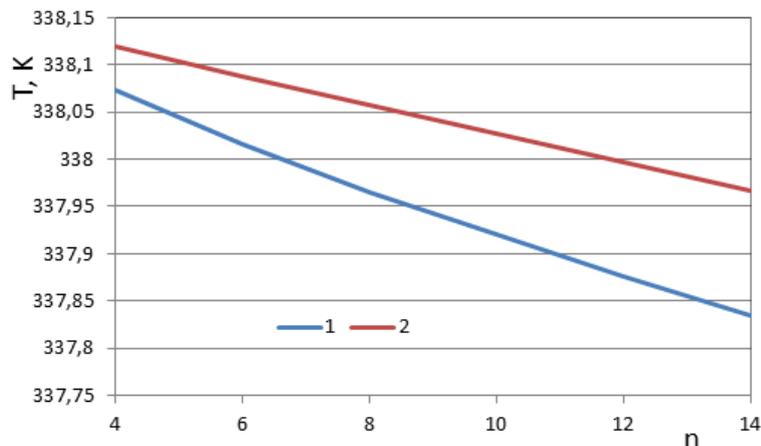


Рис. 2. Изменения температуры жидкости в конечном сечении теплообменника (1) и вертикальных промежуточных патрубках (2)

Полученные результаты соответствуют результатам работы [27]. Кроме того, проведен качественный анализ результатов вычислительного эксперимента с увеличением высоты секций, расхода и температуры рабочего агента и некоторых других показателей объекта, который адекватно показал возрастание потери тепла и давления. Эти результаты демонстрируют, что представленные алгоритм и программное средство можно использовать при расчете современных теплообменников.

Заключение. Предложена методика гидравлического и теплового расчета многосекционного теплообменника, подключенного к однотрубной сети теплоснабжения. При моделировании сети учтены: входная перемычка с краном-регулятором, теплообменник и выходная перемычка. Считали, что поток теплоносителя происходит по двухконтурной схеме. Верхний контур представляет нижний и верхний горизонтальные патрубки, а также крайние вертикальные патрубки теплообменника. В промежуточных патрубках вода не течет, но происходит теплообмен с окружающей средой согласно третьему роду граничных условий. Нижний контур учитывает перемычки и часть магистрального трубопровода. С привлечением аналогов законов Кирхгофа определены дуговые расходы и узловое давление. Изменение путевого изменения температуры рабочей жидкости по дугам рассчитано с применением формулы Шухова. Вычислено количество тепла, затраченное теплообменником на отопление.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Матвеев Л.Т. Курс общей метеорологии. Физика атмосферы (2-е изд.). Ленинград. Гидрометеиздат, 1984. – 751 с.
- [2] Mohamed Kh., Brahim B., Karim L., Hassan H., Pierri H., Amin B. Experimental and numerical study of an earth-to-air heat exchanger for buildings air refreshment in Marrakech / Proceedings of BS2015: 14th Conference of International Building Performance Simulation Association, Hyderabad, India, Dec. 7-9, 2015. P. 2230-2236.
- [3] Fazlikhani Faezeh, Goudarzi Hossein, Solgi Ebrahim. Numerical analysis of the efficiency of earth to air heat exchange systems in cold and hot-arid climates // Energy conversion and management. 2017, No.5, T. 148, pp. 78-89.
- [4] Тихомиров К.В, Сергеенко Э.С. Теплотехника, теплогазоснабжение и вентиляция: 4-е изд., перераб. и доп. Москва. Стройиздат, 1991, – 480 с.
- [5] Иссерлин А.С. Основы сжигания газового топлива: Справочное пособие. 2-е изд., перераб. и доп. Ленинград. Недра, 1987. – 336 с.
- [6] Юдаев Б.Н. Теплопередача: Учебное пособие для вузов. Москва. Высшая школа, 1973. – 360 с.
- [7] Ширковский А.И. Разработка и эксплуатация газовых и газоконденсатных месторождений: Учебник для вузов. 2-е изд, перераб. и доп. Москва. Недра, 1987. – 309 с.

- [8] Тихомиров К.В., Сергеев Э.С. Теплотехника, тепло-газоснабжение и вентиляция. Москва. Стройиздат. 1991. -480с.
- [9] Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. Москва. Энергия, 1987. – 420 с.
- [10] Исаев С.И., Кожин И.А. и др. Теория теплообмена. Под ред. А.И.Леонтьева. Москва. Высшая школа, 1979. – 495 с.
- [11] Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. Москва. Дрофа, 2003. – 842 с.
- [12] Миркин А.З., Усильи В.В. Трубопроводные системы. Москва. Химия, 1991. – 256 с.
- [13] Новоселов В. Ф. и др. Типовые расчеты при проектировании и эксплуатации газопроводов. Москва. Недра, 1982. – 136 с.
- [14] Чарный И.А. Неуставившееся движение реальной жидкости в трубах (2-е изд.). Москва. Недра, 1975. – 296 с.
- [15] Селезнев В.Е. Алешин В.В., Прялов С.Н. Современные компьютерные тренажеры в трубопроводном транспорте. Математические методы моделирования и практическое применение. Под ред. В.Е.Селезнева. Москва. МАКС Пресс, 2007. – 200 с.
- [16] Садуллаев Р. и др. Расчет магистрального газопровода с учетом рельефа местности // Газовая промышленность. Москва. 2003, № 8, С.58-59.
- [17] Цой П.В. Системные методы расчета краевых задач теплообмена (3-е изд., перераб. и доп.). Москва. Издательство МЭИ, 2005. – 568 с.
- [18] Павлов А.Р., Матвеев М.В. Итерационная разностная схема для задачи теплообмена при промерзании грунтов // Вестник СамГУ. Естественнонаучная серия. 2007, №6(56), С. 242–253.
- [19] Рахимов А.Х., Хужаев И.К. Уточнение формул Шухова и Адамова для закачивающей скважины // Вестник ТашГТУ. 2006, № 2, С. 9–15.
- [20] Nespoli L. Analysis of heat and moisture transfer in building components by conjugate modeling / Dissertation thesis: Milano, 2012-2013. P. 1-83.
- [21] Tarzia D.A. Determination of one unknown thermal coefficient through the one-phase fractional Lamé-Clapeyron-Stefan problem // Applied Mathematics, Scientific research publishing. 2015, No.6. pp. 2182-2191..
- [22] Yang Chen, Qie Sun, Ronald Wennersten. Heat transfer characteristics of water during flow boiling in a vertical rectangular mini-channel / The 6th International Conference on Applied Energy – ICAE2014: Energy procedia 61 (2014). P. 109-112.
- [23] Парниев А.П., Мардонов Б.М., Усманкулов А.К. Тепло- и массообменные процессы в хлопке-сырце и его компонентах. Ташкент. Фан ва технология, 2013. – 219 с.
- [24] Равианов Н., Хужаев Ж.И. Трёхмерная задача теплообмена в массе хлопка-сырца с учётом тепловыделения и теплообмена с окружающей средой // Доклады Академии наук РУз: Математика, технические науки, естествознание. 2013, №3. – С. 42-45.
- [25] Самарский А.А., Вабищевич П.Н. Вычислительная теплопередача. Москва. Едиториал УРСС, 2003. – 784 с.
- [26] Afolabi T. J., Agarry S. E. Mathematical Modeling and Simulation of the Mass and Heat Transfer of Batch Convective Air Drying of Tropical Fruits // Chemical and Process Engineering Research. ISSN 2224-7467 (Paper). ISSN 2225-0913 (Online). 2014. Vol.23. P. 9-19.
- [27] Жумаев Ж., Хамидов О.М., Широных З.З., Усмонова Г.М. Экспериментальное исследование эффективности отопительной системы с новым водогрейным котлом (КУОВ) / Халқаро «Иновацион ва замонавий ахборот технологиялари таълим, фан ва бошқарув соҳаларида қўллаш истиқболлари» илмий-амалий онлайн конференция материаллари: Самарқанд. 2020, 14-15 май. Б. 153-156

Дата поступления
15.06.2023

Хужаев И.К., Широных З.З. Бир қувурли иссиқлик таъминоти тармоқларига уланган кўп секцияли иссиқлик узатгичнинг гидравлик ва иссиқлик ҳисоби.

Аннотация: Бир қувурли иссиқлик таъминоти тармоқларига уланган кўп секцияли иссиқлик узатгичнинг гидравлик ва иссиқлик ҳисоби услубияти ишлаб чиқилган. Иссиқлик алмаштиргични моделлаштиришда кириш уланмаси орқали ўрнатилган меёрловчи кран, кўп секцияли радиатор ва чиқиш уланмасидан иборат шартли икки контурли схемадан фойдаланилган. Ораліқ секцияларнинг вертикал қисмида иссиқ сув ҳаракатсиз, аммо атроф муҳит билан учинчи турдаги чезаравий шартга мос иссиқлик алмашинади деб қаралган. Кирхгоф қонунларининг аналогларини қўллаш асосида ёйлардаги сарфлар ва тугунлардаги босимлар қийматлари аниқланган. Ишчи суюқлик ҳароратининг ёйлар бўйлаб йўл-йўлакай ўзгариши Шухов формуласи асосида ҳисобланган. Иссиқлик алмаштиригичдан ажралиб чиққан иссиқлик миқдори ҳисобланган.

Калит сўзлар: кўп секцияли иссиқлик алмаштиргич; ишчи суюқлик; ҳажм сарфи; қаришликнинг квадратик қонуни; ҳарорат; атроф муҳит; Шухов формуласи; Кирхгоф қонунларининг аналоглари; иссиқлик алмаштиригичдан иссиқлик йўқотилиши.

Khujaev I.K., Shirinov Z.Z. Hydraulic and Thermal Calculation of a Multi-Section Heat Exchanger Operating in a Single-Pipe heat Supply Network.

Abstract: A method for hydraulic and thermal calculation of a multi-section modern heat exchanger connected to a single-pipe heat supply network has been developed. When modeling the heat exchanger, a conventional two-circuit circuit with an input jumper with a valve-regulator, a multi-section heat exchanger and an output jumper was used. It was believed that water does not flow in the intermediate pipes, but heat exchange occurs with the environment according to the third type of boundary conditions. Using analogues of Kirchhoff's laws, arc flow rates and nodal pressures were determined. The change in the path change in the temperature of the working fluid along the arcs was calculated using the Shukhov formula. The amount of heat spent by the heat exchanger for heating is calculated.

Keywords: multi-section heat exchanger; volume flow; working fluid; quadratic resistance law; temperature; environment; Shukhov's formula; analogues of Kirchhoff's laws; heat loss on the heat exchanger.

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГИДРОЦИКЛОНА НА ОСНОВЕ ПАКЕТА ПРОГРАММ COMSOL MULTIPHYSICS

Маликов З.М., Йулдашев А.Т., Мадалиев М.Э., Хайдаров С.И.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им М.Т.Уразбаева, Ташкент, Узбекистан
e-mail: malikov.z62@mail.ru

Аннотация: В работе проводится математическое моделирование течения двухфазного потока внутри гидроциклона. Для численного решения системы исходных нестационарных уравнений использован метод конечных элементов и стандартные решатели Comsol Multiphysics. Для анализа эффективности гидроциклона показаны контурные графики давления и скорости потока внутри гидроциклона. Также представлены траектории частиц диаметром 40 мкм при скорости 5 м/с, аэродинамическое сопротивление гидроциклона и графическое изображение эффективности гидроциклона.

Ключевые слова: циклон; математическое моделирование; модели турбулентности; осредненные по Рейнольдсу уравнения Навье-Стокса; модель v^2 - f .

Введение. Начиная со второй половины прошлого столетия в мире наблюдается быстрый рост применения гидроциклонов в химической, горнодобывающей, угольной и других отраслях промышленности. Причины такой популярности кроются в простоте конструкции и эксплуатации, высокой производительности, низких затратах на техническое обслуживание и эксплуатацию, а также в небольшом физическом размере устройства.

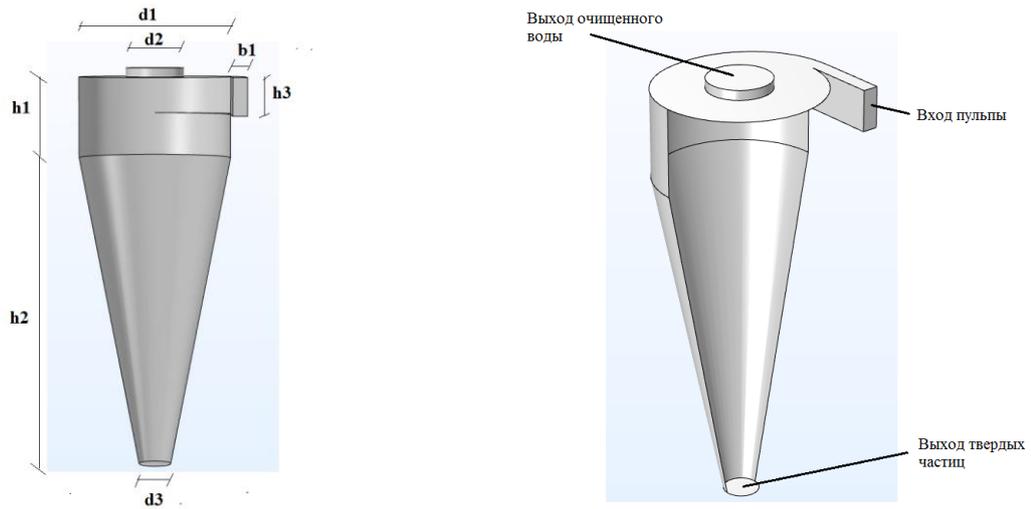
Типичный гидроциклон состоит из цилиндрической секции с центральной трубой, соединенной с конической секцией с выпускной трубой. Впускной патрубок прикреплен к верхней части цилиндра. Жидкость, впрыскиваемая по касательной в гидроциклон, вызывает завихрение и таким образом создает центробежную силу внутри устройства. Это поле центробежной силы приводит к быстрой сортировке твердых частиц из среды, в которой они находятся.

Поведение потока в гидроциклоне довольно сложное. Эта сложность потоков побуждала разработчиков полагаться на эмпирические уравнения для прогнозирования производительности оборудования. Эти эмпирические соотношения выводятся из анализа экспериментальных данных и включают влияние операционных и геометрических переменных. Различные наборы экспериментальных данных приводят к различным уравнениям для одних и тех же основных параметров. Эмпирические модели связывают классификационный параметр, такой как размер среза, с размерами устройства и свойствами жидкости (Dahlstrom, 1949; Yoshiota and Hotta, 1955; Fahlstrom, 1963; Agar and Herbst, 1966; Lynch and Rao, 1975; Plitt, 1976). Однако эти модели, как и любые другие эмпирические модели, страдают присущим им недостатком — модель может использоваться только в пределах экспериментальных данных, из которых были определены параметры модели. Ввиду этого недостатка весьма желательны математические модели, основанные на механике жидкости.

Вычислительная гидродинамика (CFD) — это универсальное средство для прогнозирования профилей скорости в широком диапазоне проектных и эксплуатационных условий. Численная обработка уравнений Навье-Стокса является основой любого метода вычислительной гидродинамики, постепенно проникшего в анализ гидроциклонов в начале 1980-х годов. Это произошло в результате быстрого совершенствования компьютеров и лучшего понимания численной обработки турбулентности.

Во многих случаях для повышения эффективности устройства используется численное исследование гидроциклона. Поэтому в настоящей работе проводится исследование гидроциклона с помощью пакета программ Comsol Multiphysics 6.1. Исследование носит в основном анализ эффективности классического гидроциклона. На рис. 1 представлена принципиальная схема классического гидроциклона.

Насколько известно авторам, численный анализ для данного типа гидроциклона до сих пор не проведен и впервые используется такой эффективный инструмент, как пакет программ.



h1=450 мм, h2=2180 мм, h3=210 мм, b1=80 мм, d1=850 мм, d2=325 мм, d3=180 мм.

Рис. 1. Центробежный гидроциклон

Физическая и математическая постановки задачи. Для численного исследования поставленной задачи используется система уравнений Навье-Стокса, осредненных по Рейнольдсу [12, 13]. В системе уравнений не учитываются силы, обусловленные эффектами турбулентной миграции, Сефмена, Магнуса (подъемная сила) и Кориолиса, потому что они существенно меньше, чем центробежная сила. Таким образом, для математического моделирования процессов переноса пылевых частиц и аэрозолей в пылеуловителях является достаточным учет центробежной, гравитационной и Стоксовой силы.

Уравнения Навье-Стокса дискретизируются с использованием метода конечных элементов (ФЕМ). Выбор конкретной модели турбулентности зависит от характера потока, доступных аппаратных ресурсов и ее способности охватывать полную физику потока жидкости. Для моделирования напряжений Рейнольдса в уравнениях RANS Comsol Multiphysics 6.1 предоставляется различные модели замыкания, в нашей работе использована модель v^2-f . Модель v^2-f является очень надежной моделью турбулентности, подходящей для большинства инженерных и промышленных потоков.

Для исследования динамики потока пренебрегается влияние частиц на поток жидкости. Данное допущение существенно упрощает задачу, т.к. динамику турбулентного потока можно моделировать как однофазную среду, а динамика твердой фазы моделируется по полученному полю скоростей несущей фазы. Такой подход оправдывается тем, что массовая концентрация частиц в гидроциклонах как правило не превосходит 10%.

$$\begin{cases} \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial t} + \bar{U}_j \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + F + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \nu_t) \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) \right], \\ \frac{\partial \bar{U}_{pi}}{\partial t} + \bar{U}_j \frac{\partial \bar{U}_{pi}}{\partial x_j} = k_m (\bar{U}_i - \bar{U}_{pi}), \\ \frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \bar{U}_{pi} \frac{\partial \rho_m}{\partial x_j} = D \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\partial \rho_m}{\partial x_j} + \frac{\partial \rho_m}{\partial x_i} \right], \\ \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_j} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

здесь \bar{U}_i – соответственно аксиальная, радиальная и тангенциальная составляющие скорости воздушного потока; \bar{U}_{pi} – аналогичные составляющие скорости для m -ой фракции

пыли; \bar{p} – гидростатическое давление; ρ – плотность газа; ν, ν_t – молекулярная и турбулентная вязкости; ρ_m – массовая плотность пыли; k_m – коэффициент взаимодействия между воздухом и m -ой фракции пыли; N – число фракций пыли; $D = \frac{\rho}{S_c(\rho + \rho_p)}(\nu + \nu_t)$ – коэффициент диффузии для твердой фазы, $S_c=0.8$ – коэффициент Шмидта.

Коэффициент взаимодействия между фазами определяется через параметр Стокса:

$$k_m = \frac{18\rho\nu}{\rho_p \delta_m^2}.$$

В данном выражении ρ_p – плотность материала частиц пыли, δ_m – «эффективный» диаметр частиц.

ν^2 - f модель турбулентности: Около твердых стенок интенсивность флуктуаций скорости в направлении по касательной к стенке обычно намного превышает интенсивность флуктуаций в направлении по нормали к стенке. Другими словами, флуктуация скорости является анизотропной. По мере удаления от стенки интенсивность флуктуаций становится изотропной. Анизотропия турбулентных флуктуаций в пограничном слое описывается ν^2 - f моделью турбулентности за счет введения двух дополнительных уравнений, решаемых совместно с уравнениями для кинетической энергии турбулентности (k) и скорости диссипации кинетической энергии (ε).

$$\begin{cases} (\mathbf{U} \cdot \nabla)k = \nabla \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P - \varepsilon, \\ (\mathbf{U} \cdot \nabla)\varepsilon = \nabla \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{1}{\tau} (C_{\varepsilon 1}(\zeta, \alpha)P_k - C_{\varepsilon 2}(k, \varepsilon, \alpha)\varepsilon), \\ (\mathbf{U} \cdot \nabla)\zeta = \nabla \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\zeta} \right) \nabla \zeta \right] + \frac{2}{k} \left[\alpha^3 \nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\zeta} \right] \nabla k \nabla \zeta + (1 - \alpha^3)f_w + \alpha^3 f_h - \frac{\zeta}{k} P_k, \end{cases} \quad (2)$$

Турбулентная вихревая вязкость вычисляется по: $\nu_t = C_\mu k \zeta \tau$. Остальные коэффициенты и функции были представлены в статье [14].

По моделированию кинематики движения частиц в турбулентном двухфазном потоке отсутствует единое представление, которое позволило бы правильно описать объект [15]. Модель, основанная на концепции «траекторных частиц», считается некорректной из-за отсутствия учета фактора взаимодействия рейнольдсовых напряжений и частиц. С другой стороны, неоспоримы преимущества лагранжева подхода, более близкого к реальным процессам и позволяющего получить необходимую информацию о траекториях частиц, времени нахождения частиц в аппарате, минимальном размере улавливаемых частиц [16–19]. В связи с этим в настоящей работе для моделирования эффективности центробежного циклона использован лагранжев подход.

Для дискретно-фазового моделирования использована глина плотностью 1560 кг/м³. Размеры частиц взяты в диапазоне от 10 до 80 мкм. Твердые частицы впрыскиваются с использованием нормального состояния поверхности со скоростью, равной скорости текучей жидкости на входе в циклон. Частицы, достигающие стенок циклона, сталкиваются с ним и отражаются назад. Для условия с низкой концентрацией твердой фазы вполне разумно предположить, что столкновение частиц со стенками циклона является идеально упругим, поэтому коэффициенты восстановления как в тангенциальном, так и в нормальном направлении стенки равны единице. Суммарная плотность глины на входе была равна $\rho_m = 10$ г/м³ и распределена по сечению однородно.

Расчётные сетки. В настоящем исследовании была использована неструктурированная расчетная сетка с числом элементов 172922 (рис.2).

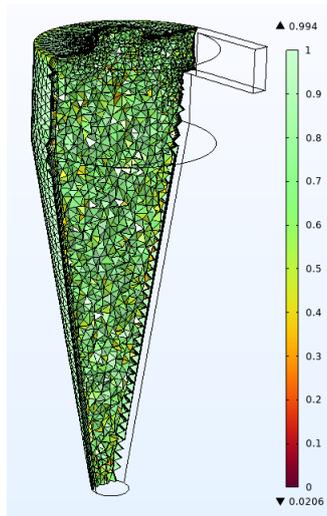


Рис 2. Расчетные сетки для гидроциклона

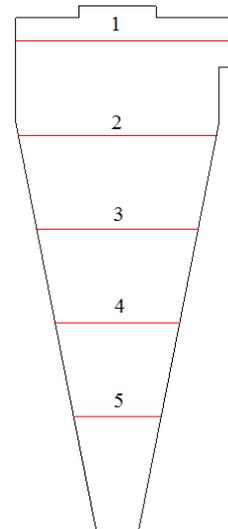
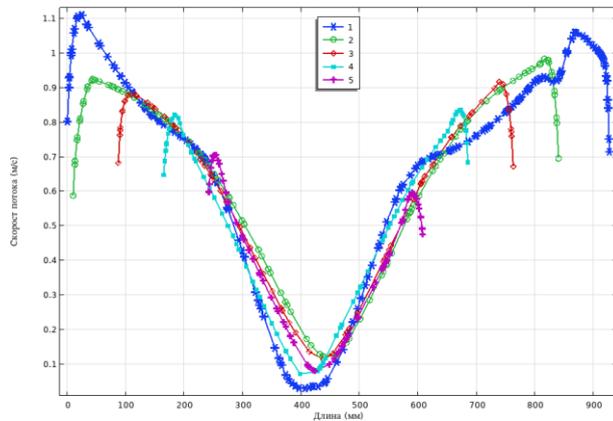


Рис 3. 5 сечений для измерения скорости потока

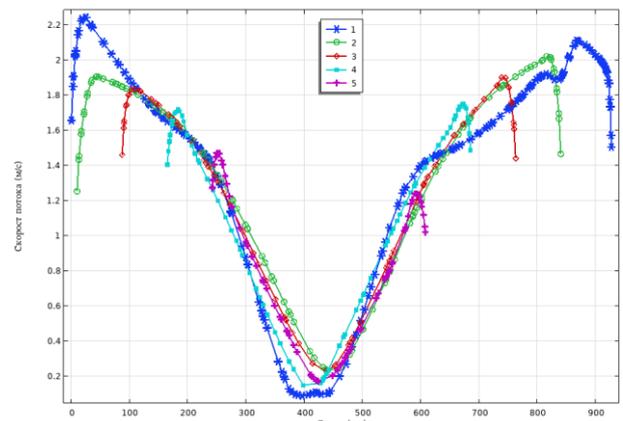
Метод решения. Для численного решения системы исходных нестационарных уравнений (1) использован метод конечных элементов. Для решения использованы стандартные решатели COMSOL Multiphysics 6.1.

Результаты расчетов и их обсуждение. На рис. 3 представлены 5 сечений для замеров скорости потока.

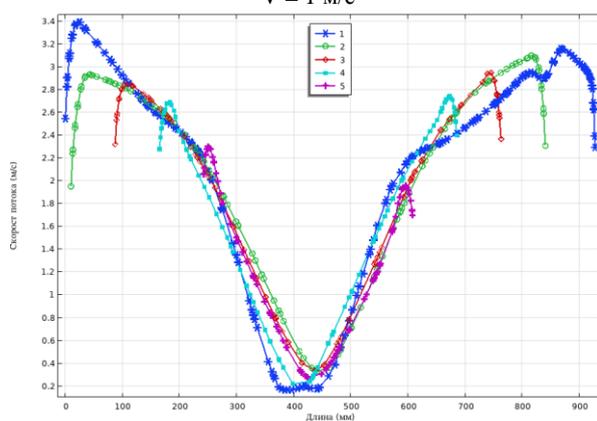
На рис. 4 представлены места замеров скорости потока в различных сечениях. Основными факторами, влияющими на эффективность работы гидроциклона, являются скорость потока во входном патрубке, размеры и плотность глины. Поэтому в работе проведены сравнения при скоростях на входе.



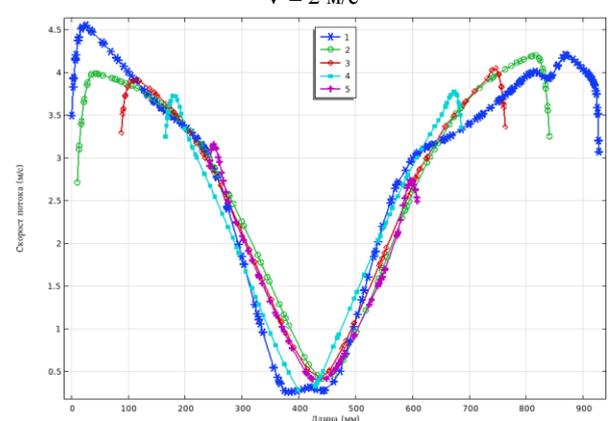
$V = 1 \text{ м/с}$



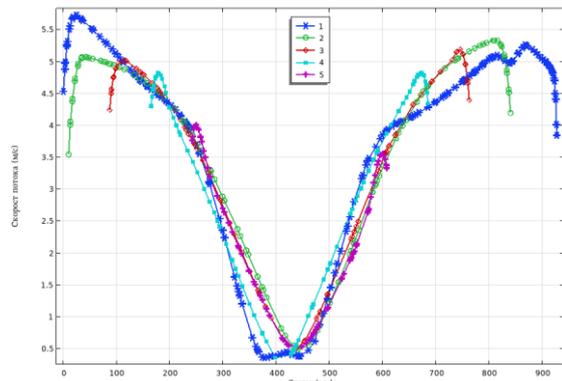
$V = 2 \text{ м/с}$



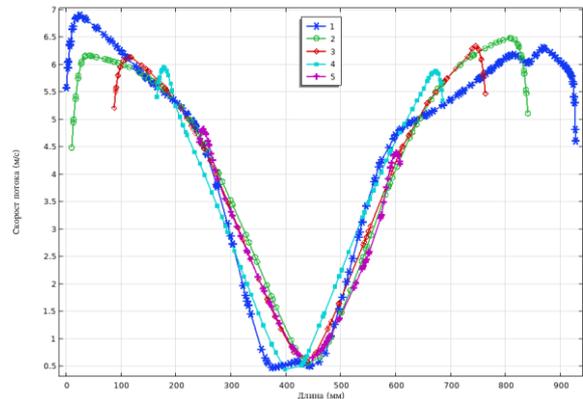
$V = 3 \text{ м/с}$



$V = 4 \text{ м/с}$



$V = 5 \text{ м/с}$



$V = 6 \text{ м/с}$

Рис 4. Профили скорости потока в различных сечениях и скорости

На рис. 5 показаны контурные графики средней осевой скорости, давления гидроциклона в средней плоскости и линия тока.

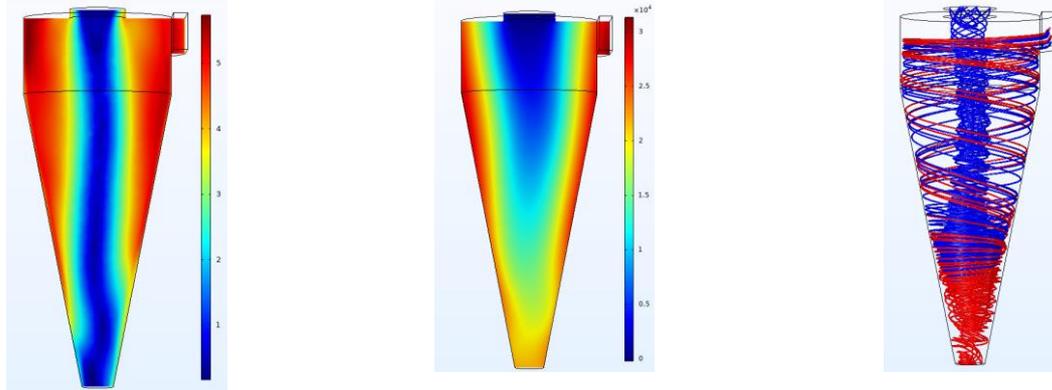


Рис.5. Изолинии поля скорости, давления и линия тока в гидроциклона

На рис 6 представлены траектории частиц диаметром 40 мкм при скорости 5 м/с.

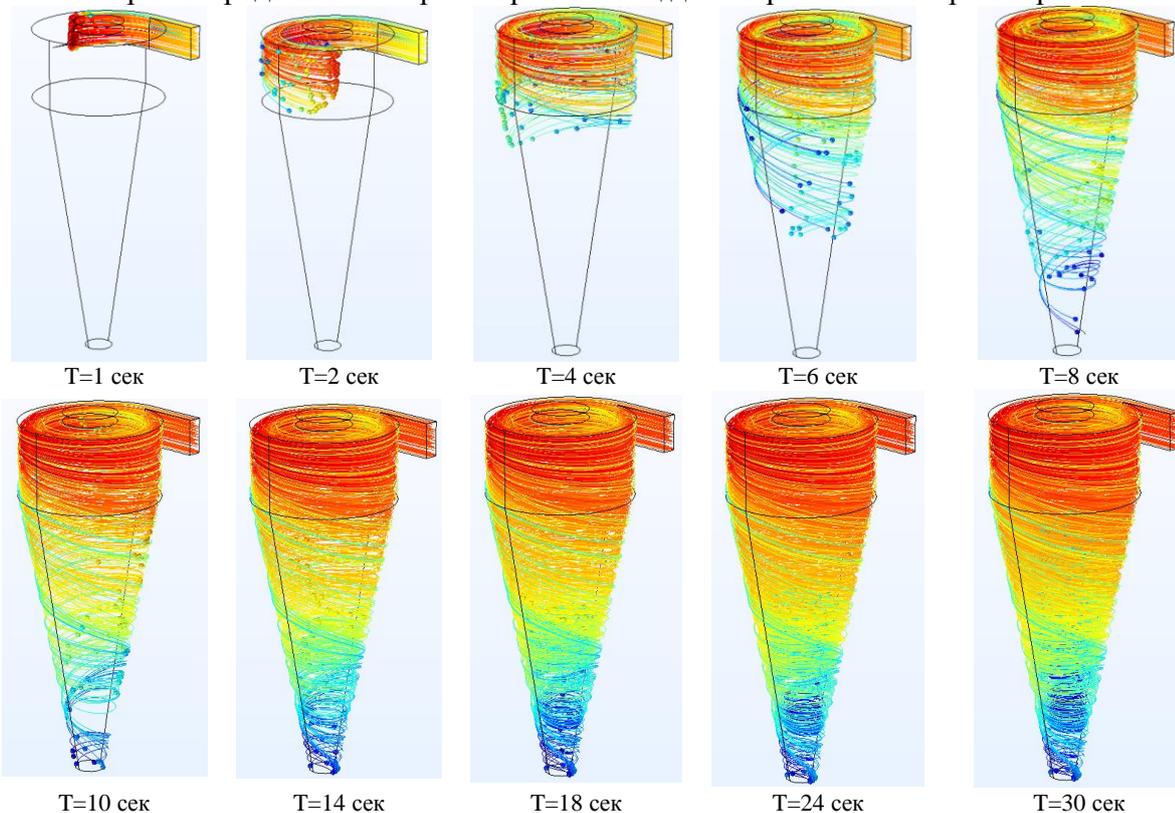


Рис. 6 Траектория частиц диаметром 40 мкм при скорости 5 м/с

Для определения эффективности гидроциклона на рис. 7 представлены процентные значения улавливания частиц определенной фракции при различных скоростях потока.

На рис. 8 представлено аэродинамическое сопротивление гидроциклона в зависимости от производительности.

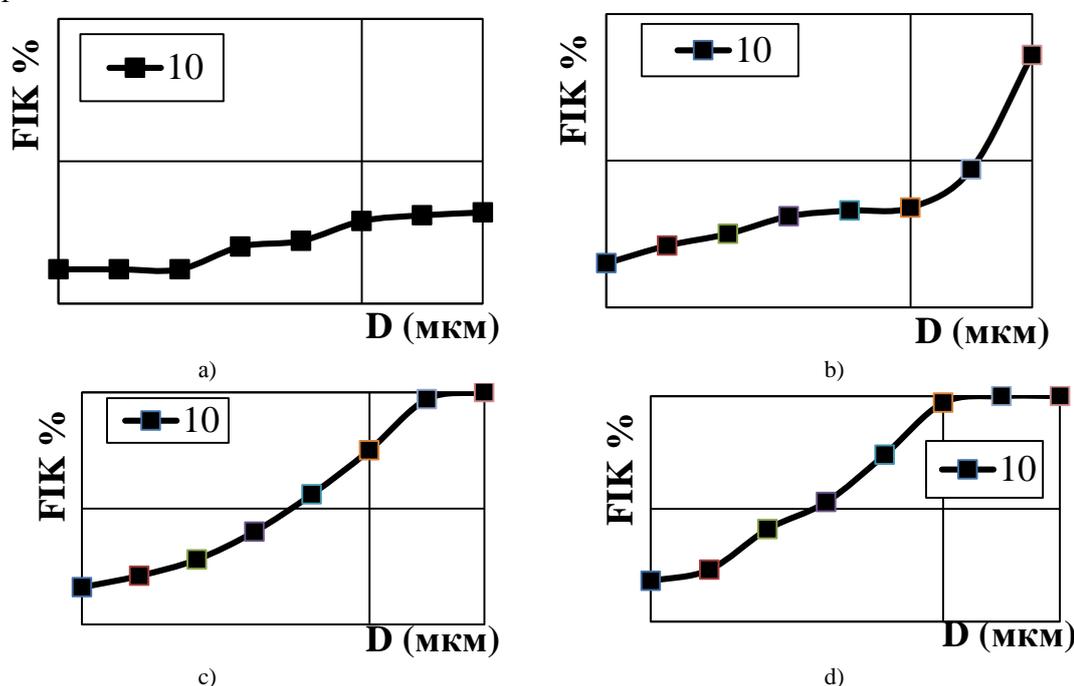


Рис. 7. Эффективность гидроциклона уловление частиц ОРК-Оригинальный гидроциклон

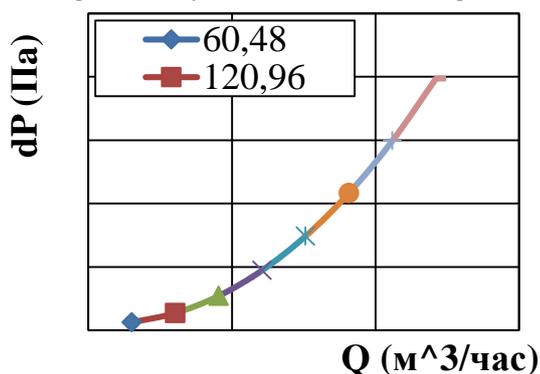


Рис. 8. Сопротивление гидроциклона

Выводы.

1. Расчеты показали, что гидроциклон способен улавливать частицы глины более 40 мкм, что вполне соответствует характеристике гидроциклона данного типа.

2. Результаты численного исследования с применением программы Comsol Multiphysics показали, что пакет программ является эффективным и современным инструментом для исследования и проектирования гидроциклонов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Hoffmann A.C., de Groot M., Peng W., Dries H.W.A., Kater J. Advantages and risks in increasing cyclone separator length // *AIChE J.* 2001, No.47 (11), pp. 2452–2460.
- [2] Xiang R.B., Lee K.W. Numerical study of flow field in cyclones of different height // *Chem. Eng. Process.* 2005, No.44, pp. 877–883
- [3] Zhu Y., Lee K.W. Experimental study on small cyclones operating at high flow rates // *J. Aerosol Sci.* 1999, No.30, pp. 1303–1315
- [4] Avci A., Karagoz I. Effects of flow and geometrical parameters on the collection efficiency in cyclone separators // *J. Aerosol Sci.* 2003, No.34, pp. 937–955

- [5] *Chuah T.G., Gimbin J., Choong S.Y.* A CFD study of the effect of cone dimensions on sampling aerocyclones performance and hydrodynamics // *Powder Technol.* 2006, No.162, pp.126–132
- [6] *Surmen A., Avci A., Karamangil M.I.* Prediction of the maximum-efficiency cyclone length for a cyclone with a tangential entry, *Powder Technol.* 2011, No.207, pp. 1–8
- [7] *Lee J.W., Yang H.J., Lee D.Y.* Effect of the cylinder shape of a long-coned cyclone on the stable flow-field establishment // *Powder Technol.* 2006, No.165, pp. 30–38
- [8] *Hsu C.W., Huang S.H., Lin C.W., Hsiao T., Lin W., Chen C.* An Experimental study on performance improvement of the Stairmand cyclone design // *Aerosol Air Qual. Res.* 2014, No.14, pp. 1003–1016.
- [9] *Кузнецов С.И., Михайлик В.Д., Русанов С.А.* Моделирование работы высокоэффективного циклонноротационного пылеуловителя // *Вестник ХНТУ.* 2009, № 3(36), С. 81–85.
- [10] *Тарасова Л.А.* Повышение технологической эффективности аппаратов вихретокового типа в системах газоочистки. Автореф. дисс. на соискание уч. степ. д.т.н. Москва. 2010. –34 с.
- [11] *Злочевский В.Л.* Анализ формирования аэропотока в циклоне // *Южно-Сибирский научный вестник.* 2015, № 4, С. 5–13.
- [12] *Madaliev M.E.* Numerical Calculation of an Air Centrifugal Separator Based on the SARC Turbulence Model // *Journal of Applied and Computational Mechanics.* 2020, No. 146(SI), pp.1133-1140. ISSN: 2383-4536, DOI: 10.22055 /JACM. 2020.31423.1871.
- [13] *Malikov Z.M., Madaliev M.E.* Numerical Simulation of Two-Phase Flow in a Centrifugal Separator // *Fluid Dynamics.* 2020, Vol. 55, No. 8, pp. 1012–1028. © Pleiades Publishing, Ltd.
- [14] *Смирнов П.Е.* Тестирование v2-f-модели турбулентности при расчете течения и теплообмена в канале с внезапным расширением // *Инженерно-физический журнал.* 2008. Т. 79, №4, С. 38.
- [15] *Старк С.Б.* Газоочистные аппараты и установки в металлургическом производстве. Москва, Металлургия, 1990, – 396 с.
- [16] *Тимонин А.С.* Инженерно-экологический справочник. Калуга, Изд-во Н. Бочкаревой, 2003, Т.2, –884 с.
- [17] *Чуянов Г.Г.* Обезвоживание и пылеулавливание. Екатеринбург, Изд. УГГГА, 2003, –196 с.
- [18] *Швыдкий В.С.* Очистка газов, справочное издание. Москва, Машиностроение, 2001, –501 с.
- [19] *Штокман Е.А.* Очистка воздуха. Москва, Изд. АСВ, 1999, –319 с.
- [20] *Patankar S.* Numerical Heat Transfer and Fluid Flow (1st ed.). CRC Press. 1980, –199 p.
- [21] *Malikov Z.M., Madaliev M.E.* Mathematical modeling of a turbulent flow in a centrifugal separator // *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo universiteta. Matematika i mehanika [Tomsk State University Journal of Mathematics and Mechanics].* 2021, No.71, pp. 121–138
- [22] *Malikov Z.M., Madaliev M.E.* Numerical Simulation of Two-Phase Flow in a Centrifugal Separator // *Fluid Dynamics.* 2020, No.55(8), pp. 1012–1028
- [23] *Nazarov F.Kh., Malikov Z.M., Rakhmanov N.M.* Simulation and numerical study of two-phase flow in a centrifugal dust catcher / *AMSD-2019 Journal of Physics: Conference Series* 1441. 2020, 012155 IOP Publishing doi:10.1088/1742-6596/1441/1/012155
- [24] *Madaliev E., Madaliev M., Adilov K., Pulatov T.* Comparison of turbulence models for two-phase flow in a centrifugal separator / *E3S Web of Conferences,* 2021, 264, 01009
- [25] *Mirzoev A.A., Madaliev M., Sultanbayevich D.Y., Habibullo Ugli A.U.* Numerical modeling of non-stationary turbulent flow with double barrier based on two liquid turbulence model / *International Conference on Information Science and Communications Technologies, ICISCT 2020,* 2020, 9351403
- [26] *Madaliev M.* Numerical study of laminar flow in a suddenly expanding channel // *Scientific-technical journal.* 2021, Vol. 4, Iss. 4 ,Article 6

Дата поступления
14.06.2023

Маликов З.М., Йулдашев А.Т., Мадалиев М.Э., Хайдаров С.И. Comsol multiphysics дастурий пакети асосида гидроциклонларнинг самарадорлигини тахлили.

Аннотация: Бу ишда гидроциклон ичидаги икки фазали оқимни математик моделлаштириши амалга оширилган. Дастлабки стационар бўлмаган тенгламалар тизими сонли элементлар усули ва стандарт Comsol Multiphysics ечувчилар ёрдамида сонли ечилган. Гидроциклоннинг самарадорлигини тахлил қилиши учун гидроциклон ичидаги босим ва оқим тезлигининг контур чизмалари кўрсатилган.шунингдек диаметри 40 мкм бўлган зарраларнинг 5м/с тезликда ҳаракатланиш траекториялари, гидроциклоннинг аэродинамик қаршилиги ва гидроциклон самарадорлигининг график тасвири келтирилган.

Калит сўзлар: циклон; математик моделлаштириши; турбулентлик моделлари; Рейнольдс томонидан ўртачалаштирилган Навье-Стокс тенгламалари; v2-f модели.

Malikov Z.M., Yuldashev A.T., Madaliev M.E., Khaydarov S.I. Hydrocyclone efficiency analysis based on the COMSOL Multiphysics software package.

Abstract: In this work, mathematical modeling of the two-phase flow inside the hydrocyclone is carried out. The system of initial non-stationary equations was numerically solved using the finite element method and standard Comsol Multiphysics solvers. To analyze the effectiveness of the hydrocyclone, contour plots of the pressure and flow rate inside the hydrocyclone are shown. Also presented are the trajectories of particles with a diameter of 40 microns at a speed of 5 m/s, the aerodynamic drag of the hydrocyclone and a graphical representation of the efficiency of the hydrocyclone.

Keywords: cyclone; mathematical modeling; turbulence models; Reynolds-averaged Navier-Stokes equations; v2-f model.

ВЫНУЖДЕННАЯ ВИБРАЦИЯ КЛИНОВОЙ ПАРЫ ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ПОСТОЯННОЙ СИЛЫ

¹Ризаев А.А., ²Худжаев М.К.

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

²Ташкентский государственный технический университет им И.Каримова, Ташкент, Узбекистан
E-mail: mukhiddinkhudjaev@gmail.com

Аннотация: В статье исследованы вынужденные колебания клиновой пары под воздействием постоянной силы. Приведено дифференциальное уравнение вынужденных колебаний клиновой пары и получено общее решение в зависимости от функций, зависящей от начальных условий и внешнего воздействия. С учетом возможных работ сил инерции, сил упругости и внешней динамической силы при возможном перемещении получено уравнение для этой функции. Это уравнение получено для случая, когда возможное смещение клина при продольном перемещении задано в виде функции косинуса. В результате получено решение дифференциального уравнения вынужденных колебаний клиновой пары при постоянной продольной внешней силе. Методы исследования опираются: принципам возможных перемещений и возможных работ классической механики; методу математического моделирования и аналитического способа их решений. Приведены результаты расчетов, по которым легко увидеть или проверить выполнение начальных и граничных условий.

Ключевые слова: клиновые пары; постоянная сила; принцип возможных перемещений; принцип возможных работ; вынужденные колебания.

Введение. Клиновые пары встречаются в сельхозмашинах в виде клиноремных и клиновых фрикционных передач, в магистралях по транспортировке нефтепродуктов в виде клиновых задвижек, в тележках грузовых вагонов в виде клиновых пружинно-фрикционных комплектов, а также клинообразным элементом оборудованы конструкции машин по переработке почвы [1]. Все эти клинообразные элементы совершают колебательные движения в процессе работы или же для улучшения процесса работы и с целью получения хороших результатов им специально задается закон движения колебательного характера.

Исследованию равновесного и динамического состояния клина посвящено много работ. На основе аксиомы освобождения от связей составлено уравнение равновесия [2, 3, 4, 5] и получено математическое выражение силы реакции осесимметричного клина, обобщающее существующую в литературе формулу определения силы реакции связей данного объекта под действием постоянной силы [6]. Таким же способом получено выражение силы реакции неосесимметричного клина [7].

Согласно принципу освобождения от связей составлено уравнение равновесия фрикционных клиньев и получено аналитическое выражение реакции фрикционного клина [8]. Создана обобщенная модель пружинно-фрикционного комплекта тележки грузового вагона [9].

Рассмотрена модель и разработана методика расчета реакции связей пружинно-фрикционного комплекта тележки грузового вагона, учитывающего возможный кромочный контакт трущихся тел отдельными гранями [10].

Разработана клиновая муфта с уникальными особенностями самоусиления и малым усилием срабатывания [11]. Его свойство самоупрочнения, связанное с различными факторами, такими как угол клина и коэффициент трения, приводит к разной динамике и нестабильным проблемам с неподходящими параметрами. Для анализа этой системы построена полная математическая модель исполнительной системы, которая включает двигатель постоянного тока, клиновой механизм и приводной блок муфты. Принимая во внимание несколько нелинейных факторов, таких как трение скольжения и контакт или отсутствие контакта дисков сцепления, система становится кусочно-линейной. Математическая модель исполнительной системы подтверждена испытаниями прототипа. А с помощью проверенной модели динамика системы, как в стабильных, так и в нестабильных условиях исследуется и обсуждается с инженерной стороны.

Колебания и колебательные движения рабочих органов сельскохозяйственной техники иногда являются причиной достижения цели и поэтому представляют большой инте-

рес у исследователей. Получено решение уравнения высокочастотного колебания с возрастающей амплитудой рыхлительной лапы на основе модели сжимаемой пластической среды [12]. Методом сложения сил между двумя бесконечно малыми участками стержня составлено дифференциальное уравнение свободного колебания осесимметричного клина и представлены частное и общее решения этого уравнения [13]. В данной работе проведено исследование вынужденных колебаний осесимметричного клина под действием постоянной силы.

Постановка и решение задачи. Рассмотрим однородную, упругую клиновую пару из изотропной среды, имеющую вид удлиненно-призматического стержня (рис.1). Вывод дифференциального уравнения свободных продольных колебаний такой клиновой пары под воздействием постоянной силы и его решение, а также результаты проведенных расчетов для этого решения приведены в работе [13]. Здесь рассмотрим вынужденные колебания этой клиновой пары под действием переменной силы, меняющей свои значения с течением времени.

Предположим, что на клиновую пару постоянно действует динамическая сила $Q=Q(t)$. В этом случае дифференциальное уравнение вынужденных колебаний клиновидной пары будет иметь следующий вид

$$\frac{\partial^2 u}{\partial z^2} - \frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = Q(t). \quad (1)$$

Общее решение дифференциального уравнения (1) вынужденных колебаний клиновидной пары (1) будем искать в виде

$$u = \sum_{k=1,3,5,\dots}^{\infty} \varphi_k(t) \cos \frac{\pi k}{2l} z. \quad (2)$$

Здесь функция $\varphi_k(t)$ – есть функция времени, зависящая от начальных условий и внешнего воздействия. Для определения этой функции воспользуемся принципом возможного перемещения [1–4].

Метод решения. Рассмотрим аналитическое решение поставленной задачи, полученное с использованием принципов возможных перемещений и возможных работ классической механики.

Допустим, что возможное смещение клина при продольном перемещении будет иметь следующий вид:

$$\delta u_k = Z_k = C_k \cos \frac{\pi k}{2l} z. \quad (3)$$

Тогда выражения возможной работы сил инерции, сил упругости и внешней динамической силы при возможном перемещении будут соответственно:

$$\delta W_u = \int_0^l -\rho F dz \ddot{u} \delta u_k = -\rho F \int_0^l \ddot{u} C_k \cos \frac{\pi k}{2l} z dz = \frac{-\rho F l}{2} C_k \ddot{\varphi}_k, \quad (4)$$

$$\delta W_s = \int_0^l (EF u'' dz) \delta u_k = -EF \varphi_k \left(\frac{\pi k}{2l} \right)^2 \int_0^l C_k \cos^2 \left(\frac{\pi k}{2l} z \right) dz = -\frac{k^2 \pi^2 EF}{8l} C_k \varphi_k, \quad (5)$$

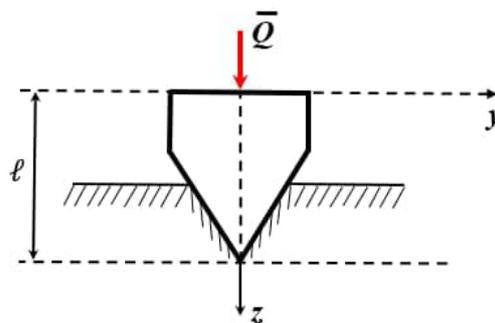


Рис.1. Форма клиновидной пары

$$\delta W_Q = QC_k \cos \frac{\pi k}{2l} z \Big|_{z=0} = QC_k. \quad (6)$$

Для выполнения принципа возможной работы должно выполняться равенство $\delta W_u + \delta W_s + \delta W_Q = 0$, согласно которому, полагая общую сумму уравнений (4), (5) и (6) равной нулю (т.е. (4)+(5)+(6)=0), получаем следующее выражение:

$$\ddot{\varphi}_k + p_k^2 \varphi_k = \frac{2}{\rho Fl} Q(t). \quad (7)$$

Общее решение полученного уравнения (7) имеет вид, основанный на интегральной формуле Дюамеля [14]:

$$\varphi_k(t) = \frac{4}{\pi a k \rho F} \int_0^t Q(\tau) \sin \left[\frac{k \pi a}{2l} (t - \tau) \right] d\tau. \quad (8)$$

Для вычисления выражения (8) достаточно знать закон изменения внешней продольной силы $Q(t)$.

Рассмотрим частный случай, когда внешняя динамическая продольная сила постоянна $Q(t) = Q_0 = \text{const}$. В таком случае из (8) имеет место выражение:

$$\varphi_k = \frac{4}{\pi a k \rho F} \int_0^t Q_0 \sin \left[\frac{\pi k a}{2l} (t - \tau) \right] d\tau = \frac{8l Q_0}{(\pi a k)^2 \rho F} \left(1 - \cos \left(\frac{\pi a k t}{2l} \right) \right) \quad (9)$$

и закон вынужденных продольных колебаний клиновой пары на основе (2) принимает вид

$$u = \frac{8l Q_0}{\pi^2 a^2 \rho F} \sum_{k=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{k^2} \cos \frac{\pi k}{2l} z \left(1 - \cos \frac{\pi a k t}{2l} \right). \quad (10)$$

Таким образом, приведено дифференциальное уравнение вынужденных колебаний клиновой пары и его общее решение в зависимости от функций, зависящих от начальных условий и внешнего воздействия. На основе принципа возможных работ сил инерции, сил упругости и внешней динамической силы при возможном перемещении получено уравнение для этой функции при косинусообразном виде возможного смещения клина при продольном перемещении. Приведено общее решение полученного уравнения для этой функции, когда внешняя динамическая продольная сила постоянна. В результате получено решение дифференциального уравнения вынужденных колебаний клиновой пары при постоянной продольной силе.

Результаты. Проведены расчеты по решению дифференциального уравнения вынужденных колебаний клиновой пары при постоянной продольной силе. Графики на рис.2 изображают закон вынужденных колебаний при действии на клиновую пару постоянной динамической силы Q . График 1 взят для периода от начала вынужденных колебаний до первых 10 секунд, а график 2 – для периода от начала движения до 1 минуты. Поскольку материал клиновой пары – сплошная сталь, его максимальное продольное смещение очень мало, приблизительно $19 \cdot 10^{-9}$ м, и по этим графикам легко увидеть или проверить выполнение начальных и граничных условий.

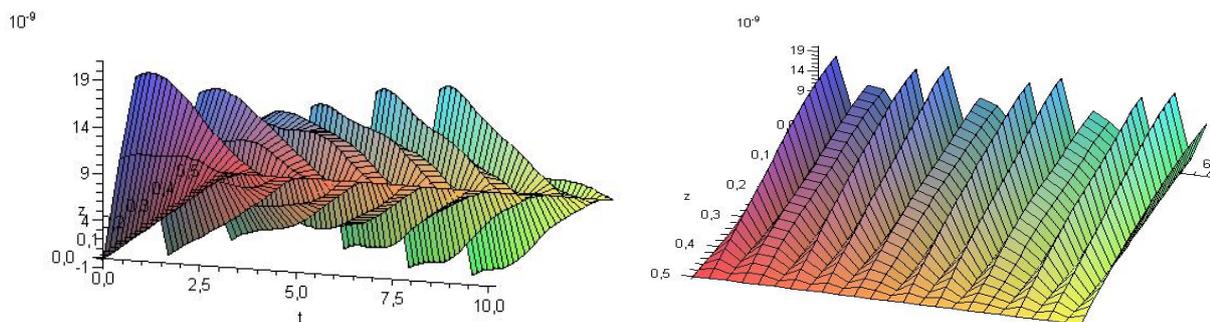


Рис. 2. Закон вынужденных колебаний клиновой пары для выражения (10)

Как и выше, закон продольного смещения частиц при вынужденном колебательном движении в центре частицы ($z=l/2$) можно увидеть с помощью графика, представленного на рис. 3.

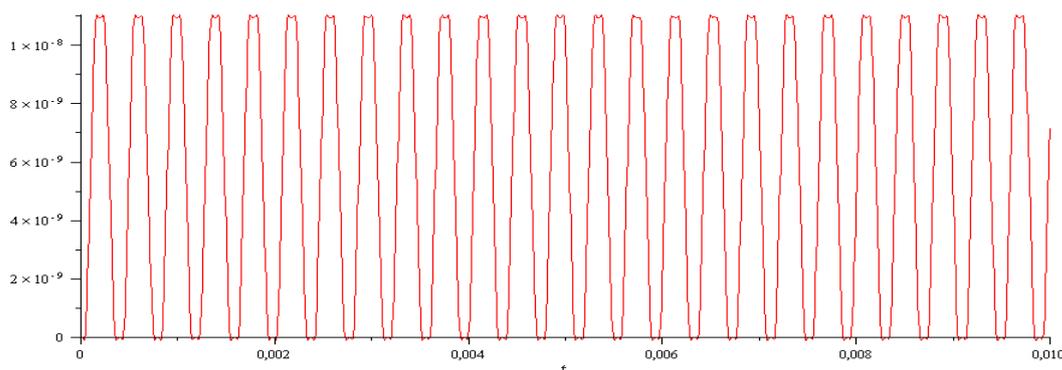


Рис. 3. Закон вынужденных колебаний частиц центра клиновой пары за 0,01 секунды

Следует отметить, что из решения (10), т.е. из закона вынужденных продольных колебаний клиновой пары, можно будет найти все динамические величины, в частности упругие деформации, силы и напряжения с высокой точностью для любого момента времени и произвольного сечения балки. Также, даже если характер и распределение внешней силы, действующей на частицу, различны, то по интегральной формуле Дюамеля можно будет найти динамические перемещения частицы с высокой точностью, согласно закону вынужденных колебаний.

Заключение. Получено общее решение дифференциального уравнения вынужденных колебаний клиновой пары в зависимости от функций, зависящих от начальных условий и внешнего воздействия. На основе принципа возможных работ сил инерции, сил упругости и внешней динамической силы при возможном перемещении получено уравнение для этой функции при косинусообразном виде возможного смещения клина при продольном перемещении. Приведено общее решение полученного уравнения для этой функции, когда внешняя динамическая продольная сила постоянна. В результате получено решение дифференциального уравнения вынужденных колебаний клиновой пары при постоянной продольной силе, по которой можно будет найти все динамические величины, в частности упругие деформации, силы и напряжения, образующиеся в клиновой паре.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Фролов Л.В., Попов С.А. Теория механизмов и машин. Москва. Высшая школа, 2005, –496 с.
- [2] Szolga V.I. Theoretical mechanics. Berlin, part-1, 2013, –204 p.
- [3] Szolga V.I. Theoretical mechanics. Berlin, part-2, 2013, –261 p.
- [4] Яблонский А.А., Нукифорова В.М. Курс теоретической механики. СПб. Лань, 2002, –764 с.
- [5] Xudjaev M.K. Nazariy mexanika (O'zbek va rus tillarida). O'quv qo'llanma. Toshkent. Yosh avlod matbaa, 2022 –216 bet
- [6] Rizaev A., Khudjaev M. Static problem of the asymmetric wedge. Technical science and innovation / TDTU xabarlari. Tashkent, Tashkent state Technical University named after Islam Karimov, 2022. No. 2. 2022. С. 204–208.
- [7] Khudjaev M. Asymmetric wedges reaction forces // Journal E3S Web of Conference. 2022, No.363, pp. 01046. URL: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202236301046>

- [8] Туранов Х.Т. Моя научная лаборатория по механике. Екатеринбург. 2013, –240 с.
- [9] Turanov Kh.T. Generalized model of a spring-friction set of a freight car bogie // Transport: Science, technology and management. 2009, No.12, pp. 32–36.
- [10] Glushko M.I., Antropov A.I. The operation of the spring-friction set of the freight car bogie// Bulletin of VNIIZhT. 2004. No. 5, pp. 41-44.
- [11] JianYao, Li Chen, Chengliang Yin. Modiling and Stability Analysis of Wedge Clutch System / Matematical Problems in Enjinerig, 2014.Article ID 712472. URL: <https://doi.org/10.1155/2014/712472>.
- [12] Djuraeva N., Kuldoshev D. To the study of one-dimensional motion of a deep ripper in natural soil in the presence of an elastic coupling between the shank and the ripper point / ETESD-2022, IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science, 2022, 1112. P. 012049 doi:10.1088/1755-1315/1112/1/012049
- [13] Khudjaev M., Rizaev A., Pirnazarov G., Khojikulov Sh. Modeling the dynamics of a wedge pair under the action of a constant force / Transportation Rezearch Proseidiya, ELSEVIER, 2022, June. P. 2424. URL: <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2022.06.035>
- [14] Интеграл Дюамеля. URL: ru.wikipedia.org/wiki/.

Дата поступления
24.07.2023

Ризаев А.А., Худжаев М.К. Доимий куч таъсирида понанинг мажбурий тебранияши.

Аннотация: Мақолада доимий куч таъсирида понанинг мажбурий тебранияши ўрганилган. Понанинг мажбурий тебрания харақатининг дифференциал тенгламаси ва бошланғич шартларга, ташиқи таъсирга боғлиқ функцияларга қараб умумий эҷими келтирилган. Мумкин бўлган кўчишдаги инерция кучлари, эластик кучлар ва ташиқи динамик кучларининг мумкин бўлган ишини ҳисобга олган ҳолда бу функция учун тенглама олинган. Бу тенглама понанинг бўйлама харақатлар пайтида понанинг мумкин бўлган силжиси косинус функцияси сифатида кўрсатилган ҳол учун олинган. Натижада доимий бўйлама ташиқи куч билан понанинг мажбурий тебранияларининг дифференциал тенгламасининг эҷими олинади. Тадқиқот усуллари қўйидагиларга асосланади: классик механиканинг мумкин бўлган кўчиши ва мумкин бўлган иш принциплари; математик моделлаштириши усули ва уларни ечишининг аналитик усули. Бошланғич ва чегара шартларининг бажарилишини кўриши ёки текшириши осон бўлган ҳисоб-китобларнинг натижалари келтирилган.

Калим сўзлар: пона; доимий куч; мумкин бўлган кўчиши принципи; мумкин бўлган иш принципи; мажбурий тебраниялар.

Rizaev A.A., Khudjaev M.K. Forced vibration of the wedge pair under by the influence of constant force.

Abstract: The article examines the forced oscillations of a wedge pair under the influence of a constant force. The differential equation of forced oscillations of a wedge pair is given and a general solution is obtained depending on the functions depending on the initial conditions and external influence. Based on the principle of possible operation of inertia forces, elastic forces and external dynamic force with possible displacement, an equation for this function is obtained with a cosine-like form of possible displacement of the shim with longitudinal displacement. As a result, the solution of the differential equation of forced oscillations of a wedge pair at a constant longitudinal external force is obtained. The research methods are based on: the principle of possible displacements and possible works of classical mechanics; the method of mathematical modeling and the analytical method of their solutions. The results of calculations are presented, according to which it is easy to see or check the fulfillment of the initial and boundary conditions.

Keywords: wedge pair; constant force; principle of possible displacements; principle of possible work; forced oscillations.

УДК 621.01

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МЕЖДУПИЛЬНЫХ ПРОКЛАДОК ЛИНТЕРНОЙ МАШИНЫ НА СЖАТИЕ

¹Мухаммадиев Д.М., ¹Ибрагимов Ф.Х., ¹Абзопров О.Х., ²Жамолова Л.Ю.

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

²Ташкентский государственный аграрный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: davlat_mm@mail.ru

Аннотация: В статье приведены результаты экспериментального исследования междупильных прокладок линтерной машины 5ЛП на сжатие. Для определения практической устойчивости междупильных прокладок линтерной машины 5ЛП на сжатие как из алюминиевого сплава АК5М2, так и стального Ст3 использована универсальная испытательная машина WAW-1000D. Анализ результатов испытаний показал, что с увеличением толщины пояса с 1 мм до 2 мм деформация соответственно снижается с 0.0126 мм до 0.0004 мм. Поэтому для изготовления прокладки линтерной машины необходима сталь 3 с толщиной пояса не менее 1.5 мм. Для прокладки с толщиной пояса 1.5 мм напряжение составляет 0.12 МПа, а сила сжатия составляет 125.4 Н, при этом устойчивость к деформациям в процессе сборке пильного цилиндра увеличивается в 4.7 раза.

Ключевые слова: линтерная машина; пильный цилиндр; междупильная прокладка; алюминиевый сплав АК5М2; сталь Ст3; сжатие; напряжение; сила сжатия; деформация.

В существующих конструкциях линтерных машин применяют прокладки из алюминия АК5М2 (рис. 1,а), установленные на вал по всей длине с зазорами для входа пил в рабочую камеру через колосниковую решетку [1]. Практика эксплуатации существующих

линтерных машин показала, что конструкция элементов пыльно-колосниковой системы не позволяет получить заданную точность сборки, что приводит к нарушению пространственной координации между сопрягаемыми звеньями системы [2].

Сборка колосниковых решеток чрезвычайно трудоемка и требует больших затрат высококвалифицированного труда для выполнения пригоночных работ. Применяемый принцип сборки колосниковых решеток по способу индивидуальной пригонки вытекает не из-за технической необходимости, а из-за нерешенности вопросов точности, а также нетехнологичности конструкции самой решетки и ее элементов [3].

Основная причина низкой эксплуатационной надежности колосниковой решетки заключается в быстром износе колосников, приводящем к преждевременному выходу опущенных семян из рабочей камеры линтерной машины.

С целью устранения указанных недостатков возникает необходимость выявления причин низкой надежности пыльно-колосниковой системы и разработки новых конструкций, позволяющих повысить работоспособность линтерных машин с сохранением качества линта и снижением его себестоимости.

Известно, что большая часть колосников в колосниковой решетке изнашивается от непосредственного касания их пилами из-за их короблённости и погрешности сборки пыльного цилиндра [2, 3].

При работе линтерной машины износ колосников приводит к увеличению межколосникового зазора в рабочей зоне и нарушению процесса линтерования.

При сборке пыльного цилиндра линтерной машины технологические зазоры между пыльными дисками колеблются в широких пределах. В результате пыльные диски оказывают дополнительное боковое давление на колосник, что приводит к поврежденности семян и линта, а также интенсивному износу колосников [2].

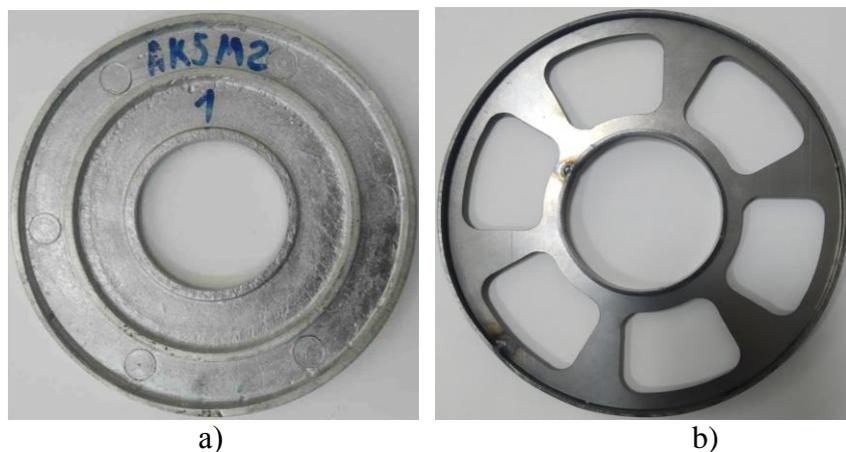


Рис. 1. Образцы прокладок: а – АК5М2; б – сталь 3

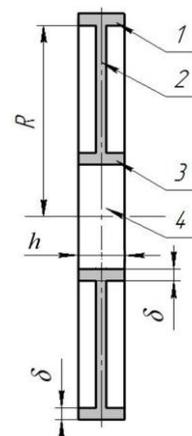


Рис. 2. Схема междупыльной прокладки: 1 – наружный пояс; 2 – диск; 3 – второй (внутренний) пояс; 4 – отверстия для вала пыльного цилиндра; δ – толщина поясов; h – толщина прокладки

Для избегания вышеуказанных недостатков пыльного цилиндра линтерной машины существуют следующие конструктивные и технологические решения [4]:

- снижение веса междупыльной прокладки за счет того, что в диске между наружным и внутренним диаметрами выполнены сквозные отверстия;
- обеспечение балансировки междупыльной прокладки за счет того, что два соседних отверстия на диске, находящиеся в диаметрально противоположной стороне от сварных швов, выполнены с уменьшенным размером;
- обеспечение координации пыльных дисков на пыльном цилиндре за счет того, что во внутреннее отверстие диска установлен второй пояс с отверстиями;

- обеспечение жесткости крепления междупилльных прокладок в пильном цилиндре за счет того, что во внутренней поверхности диска, на диаметрально противоположной стороне от сварного шва выполнен выступ в виде прямобоочной шлицы с возможностью захода выступа в отверстие второго пояса и в паз вала пильного цилиндра(рис. 1,б и 2).

В статье [5] приведены результаты теоретических расчетов устойчивости междупилльной прокладки линтерной машины 5ЛП при сжатии. Установлено увеличение значения числа полуволн для стали Ст3 ($n=0.4672$) в отличие от алюминиевой АК5М2 ($n=0.3276$) на 42.6% и критическое сжимающее усилие (для ст.3 – $T_{кр}=2263.4$ МПа и для АК5М2 – $T_{кр}=1642.3$ МПа) на 37.8%. По результатам расчетов устойчивости междупилльных прокладок из стали ст.3 и алюминия АК5М2 рекомендовано использовать стальную междупилльную прокладку при сборке пильных цилиндров линтерной машины 5ЛП.

Однако для определения практической устойчивости рекомендованной конструкции междупилльной прокладки необходимо подвергать их испытанию на сжатие.

Для определения устойчивости междупилльных прокладок линтерной машины на сжатие как из алюминиевого сплава АК5М2, так и стального Ст3 использована универсальная испытательная машина WAW-1000D(рис. 3) [6].

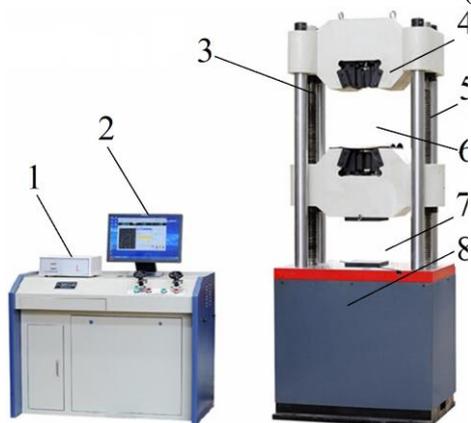


Рис.3. Общий вид универсальной испытательной машины WAW-1000D

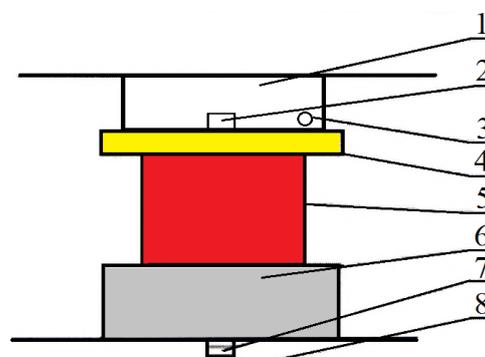


Рис.4 Испытание на сжатие: 1 –траверса; 2 – пробка; 3 – болты; 4 – верхняя прижимная пластина; 5 – образец; 6 – нижняя прижимная пластина; 7 – пробка; 8 – верстак

Универсальная испытательная машина WAW-1000D на растяжение и сжатие состоит из: 1 – блока управления; 2 – программного обеспечения Maxtest; 3 – траверсов с винтовой колонной; 4 – захватов (клиновых зажимов); 5 – 4-х колонной нагрузочной рамы; 6 – испытательного пространства на растяжение; 7 – испытательного пространства на сжатие; 8 – масляного цилиндра (рис. 3).

Для испытания образцов на сжатие необходимо установить верхнюю прижимную пластину 4 на нижнюю часть нижней балки 6 и закрепить заглушку винтами 3. Нижнее седло шаровой пластины позиционируется заглушкой 7 и размещается на рабочем столе. При этом допускается установка с наклоном. Он подходит к плоскому образцу под давлением, а центральная линия должна совпадать с центральной линией прижимной пластины 6, чтобы избежать эксцентриситета (рис.4).

Основные требования к методам и аппаратуре при проведении испытаний образцов для определения характеристик их механических свойств и пределов прочности при определенной температуре устанавливают специальные стандарты [7].

Стандарты устанавливают методику испытания образцов для определения математической зависимости между напряжением и деформацией, оценку пределов прочности. Механические характеристики, определяемые в стандарте, могут быть использованы в случаях [8]:

- выбора материалов и обоснования конструктивных решений;

- статистического приемочного контроля нормирования механических характеристик и оценки качества материалов;
- разработки технологических процессов и проектирования изделий;
- расчетов на прочность элементов конструкции.

Приборы и системы измерения деформаций материалов должны обладать точностью, позволяющей выполнять достоверный анализ напряженно-деформированного состояния во всем диапазоне измерений.

Результаты экспериментальных испытаний междупильных прокладок линтерной машины на сжатие как из алюминиевого сплава АК5М2, так и стального Ст3 (с толщиной поясов 1, 1,5, 2 мм) приведены на рисунках 5–8.

Согласно требованиям планирования эксперимента изменён интервал варьирования нагрузки на заготовки. Математическая обработка результатов эксперимента проведена с уровнем надежности ($\rho=0.95$) [9–10].

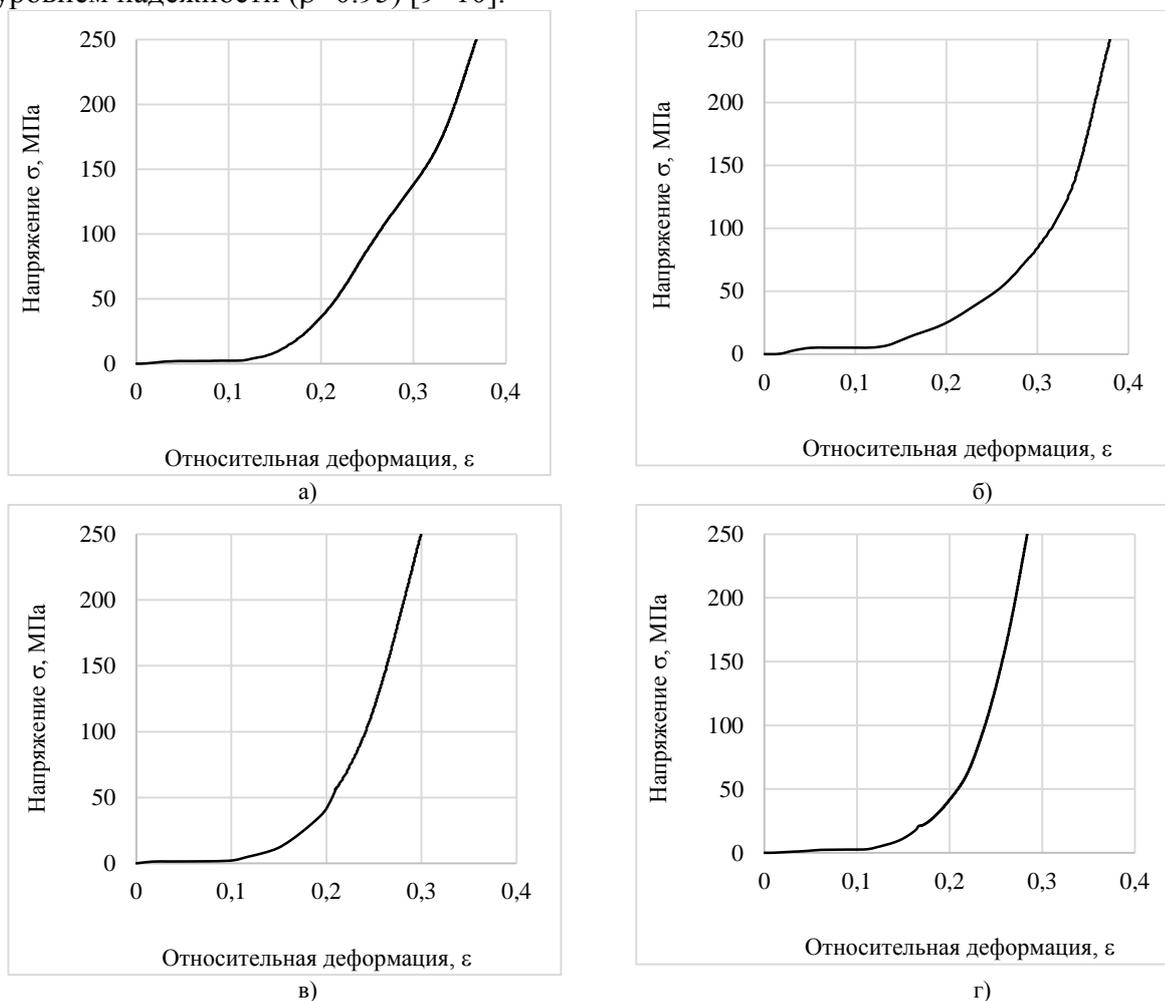


Рис. 5. Диаграмма напряжений при сжатии междупильных прокладок: а – алюминиевой АК5М2; б – Ст.3 (с толщиной 1 мм); в – Ст.3 (с толщиной 1,5 мм); г – Ст.3 (с толщиной 2 мм)

Экспериментальные результаты показали, что увеличение площади касания прокладки к пильным дискам приводит к увеличению напряжения в рабочей зоне. Осевая сила сжатия алюминиевой междупильной прокладки при сборке пильного цилиндра линтерной машины составила 4122,3 Н. Если учесть площадь касания алюминиевой прокладки линтерной машины 0,00209 м², тогда напряжение составляет 1,972 МПа. При этом для затяжки пильного цилиндра с стальными междупильными прокладками с толщиной пояса 1,5 мм и площадью касания 0,00104 м², необходимо усилие 1499,9 Н, а напряжение – 1,435 МПа.

Кроме того, у прокладок линтерных машин, изготовленных из разных материалов, при одинаковых значениях нагрузки значения деформации и напряжения будут различными. Известно,

что влияние сил в материалах приводит к деформации прокладок линтерных машин. Для изучения этого процесса были выбраны материалы для линтерных машин из стали 3 и алюминия. Результаты испытаний междупильных прокладок на сжатие показаны на рисунке 5. В зоне упругой деформации при напряжении 250 МПа значения относительной деформации соответственно составили для алюминиевого АК5М2 – $\epsilon=0,368$; Ст.3 (с толщиной 1 мм) – $\epsilon=0,379$; Ст.3 (с толщиной 1,5 мм) – $\epsilon=0,299$; Ст.3 (с толщиной 2 мм) – $\epsilon=0,284$. Определены значения деформации и напряжения для одинаковых рабочих площадей. Обычно площадь серийной (алюминиевой) прокладки линтерных машин составляет в среднем $2.09 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$, но предлагаемые стальные (Сталь 3) прокладки толщиной пояса 1.5 мм имеют площадь $1.04 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$, то есть площадь уменьшена до 2 раз.

По результатам исследований установлено, что повышается точность крепления, снижается контактная площадь прокладки из стали, что приводит к уменьшению силы затяжки пильных дисков.

Результаты экспериментального исследования прокладки линтерных машин на сжатие (деформация и напряжение) с использованием универсальной испытательной машины WAW-1000D приведены в таблице.

Результаты экспериментальных исследований по определению значений деформации и напряжения прокладки линтерных машин

№	Марка и материал прокладки	Толщина прокладки h, мм	Толщина пояса d, мм	Площадь касания, мм ²	Сила сжатия, Н	Напряжение, МПа	Деформация, мм	Раз-ность, %
1	Алюминий (АК5М2)	8,75	3	0,00209	125,4	0,06	0,06	100,0
2	Сталь 3	8,75	1	0,00070	125,4	0,18	0,114	52,6
3	Сталь 3	8,75	1,5	0,00104	125,4	0,12	0,0126	476,2
4	Сталь 3	8,75	2	0,00139	125,4	0,09	0,0004	14285,7

Анализ результатов испытаний показал, что с увеличением толщины пояса с 1 мм до 2 мм деформация соответственно снижается с 0.0126 мм до 0.0004 мм. Поэтому для изготовления прокладки линтерной машины с точки зрения устойчивости к деформациям и себестоимости необходимо использовать сталь 3 с толщиной пояса не менее 1.5 мм. Для этой конструкции напряжение составляет 0.12 МПа, а сила сжатия составляет 125.4 Н, и при этих значениях устойчивость к деформациям в процессе сборки пильного цилиндра увеличивается в 4.7 раза.

Выводы. По результатам исследований установлено, что повышается точность крепления, снижается контактная площадь прокладки, изготовленной из стали, что приводит к уменьшению силы затяжки пильных дисков на валу пильного цилиндра линтерной машины. В зоне упругой деформации при напряжении 250 МПа значения относительной деформации соответственно составили для алюминиевого АК5М2 – $\epsilon=0,368$; Ст.3 (с толщиной 1 мм) – $\epsilon=0,379$; Ст.3 (с толщиной 1,5 мм) – $\epsilon=0,299$; Ст.3 (с толщиной 2 мм) – $\epsilon=0,284$. Кроме того, установлено что, с увеличением толщины пояса с 1 мм до 2 мм деформация соответственно снижается с 0.0126 мм до 0.0004 мм. Поэтому для изготовления прокладки линтерной машины необходима сталь 3 с толщиной пояса не менее 1.5 мм. Для прокладки с толщиной пояса 1.5 мм напряжение составляет 0.12 МПа, а сила сжатия составляет 125.4 Н, при этом устойчивость к деформациям в процессе сборки пильного цилиндра увеличивается в 4.7 раза.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Паспорт пильного линтера 5ЛП. Ташкент, ТГСКБ по хлопкоочистке, 1981. –18 с.
- [2] *Мирошниченко Г.И.* Основы проектирования машин первичной обработки хлопка. Москва. Машиностроение, 1972, –485 с.
- [3] *Тютин П.Н., Меламедов Р.Ю.* Применение калибровки при изготовлении междупильных джинно-линтерных прокладок // Хлопковая промышленность. 1975, №3, С.14-16.
- [4] *Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х. и др.* Патент РУз. IAP 06691. 29.12.2021, № 3. Междупильная прокладка для хлопкоочистительных машин.

- [5] Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Абзоиров О.Х., Жамолова Л.Ю. (2022). Расчет устойчивости междупильной прокладки при сжатии // Современные инновации, системы и технологии - Modern Innovations, Systems and Technologies. 2022, № 2(4), С.0301–0311. URL: <https://doi.org/10.47813/2782-2818-2022-2-4-0301-0311>
- [6] ГОСТ 1497-84. Металлы. Методы испытаний на растяжение. Госстандарт СССР. Москва, 1986 г.
- [7] ГОСТ 11701-84. Металлы. Методы испытаний на растяжение тонких листов и лент. Госстандарт СССР. Москва, 1986 г.
- [8] Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. Москва, Наука, 1976. –280 с.
- [9] Тихомиров В.Б. Планирование и анализ эксперимента (при проведении исследований в легкой промышленности). Москва. Легкая индустрия, 1974. –260 с.
- [10] Аугамбаев М., Иванов А.З., Терехов Ю.Т. Основы планирования научно-исследовательского эксперимента. Ташкент. Ўқитувчи, 1993. –141 с.

Дата поступления
10.04.2023

Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Абзоиров О.Х., Жамолова Л.Ю. Линтер машинаси арралараро қистирмаларини сиқилишга тажрибавий текшириши.

Аннотация: Мақолада ЛП линтер машинаси арралараро қистирмаларини сиқилишга тажрибавий текшириш-натижалари келтирилган. АК5М2 алюминий қотишимаси ва Ст3 пўлатидан тайёрланган 5ЛП линтер машинасининг арра қистирмаларининг амалий барқарорлигини аниқлаш учун WAW-1000Д универсал синов машинасидан фойдаланилган. Синов натижаларини таҳлил қилиш шуни кўрсатдики, белбоғ қалинлиги 1 мм дан 2 ммгача ошиши билан деформация мос равишда 0,0126 ммдан 0,0004 ммгача камаяди. Шунинг учун, линтер машинасининг қистирмаларини шилаб чиқариш учун деформацияга чидамлик ва нарх жиҳатидан белбоғ қалинлиги камида 1,5 мм бўлган пўлатдан фойдаланиш керак. Ушбу конструкция учун кучланиш 0,12 Мпа ва сиқилиш кучи 125,4 Нни ташиқил қилади, бунда аррала цилиндрни йиғиш пайтида деформацияга қаршилик 4,7 баробар ортади.

Калим сўзлар: линтер машинаси; арра цилиндри; арралараро қистирма; алюминий қотишимаси АК5М2; пўлат Ст3; эгилиш; сиқилиш; кучланиш; сиқувчुक; деформация.

Mukhammadiev D.M., Ibragimov F.X., Abzoirov O.X., Zhamolova L.Yu. Experimental study of inter-saw gasket of a linter machine for compression.

Abstract: The article presents the results of an experimental study of the inter-saw gasket of a 5LP linter machine for compression. The universal testing machine WAW-1000D was used to determine the practical stability of the saw blades of the 5LP linter machine in compression, both from aluminum alloy AK5M2 and steel St3. An analysis of the test results showed that, with an increase in the sheet width from 1 mm to 2 mm, the deformation correspondingly decreases from 0.0126 mm to 0.0004 mm. Therefore, for the manufacture of a gasket for a linter machine, steel 3 with a width of at least 1.5 mm is required. For a gasket with a width of 1.5 mm, the stress is 0.12 MPa, and the compressive force is 125.4 N, at which the resistance to deformation during the assembly of the saw cylinder increases by 4.7 times.

Keywords: linter machine; saw cylinder; inter-saw gasket; aluminum alloy AK5M2; steel St3; compression; voltage; compression force; deformation.

УДК 532

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ В КАНАЛАХ ПРИ НАЛИЧИИ ЗНАЧИТЕЛЬНЫХ ПРЕПЯТСТВИЙ

^{1,2}Назаров Ф.Х., ¹Абдухамидов С.К.

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

²Национальный университет Узбекистана имени Мирзо Улугбека, Ташкент, Узбекистан

e-mail: farruxnazar@mail.ru, sardor.abdukhmidov@mail.ru

Аннотация: В данной работе применено численное исследование турбулентного течения в канале со значительным препятствием. Уравнение Навье-Стокса использовалось для численного решения ламинарного течения в канале. Для расчета уравнения Навье-Стокса использовались точности второго порядка, неявные против поточной схемы. Представлены графики продольной скорости на различных сечениях русла при числах Рейнольдса 1000, 2000, 3000 и 4000. Кроме того, были получены численные результаты для изолиний тока, коэффициентов трения и сопротивления.

Ключевые слова: уравнение Навье-Стокса; коэффициент трения; коэффициент сопротивления; схема против потока; неявная схема.

Введение. Для совершенствования технических устройств, связанных с движением одно- и многофазных сред, необходима достоверная информация об интегральных показателях течения (гидравлическое сопротивление, силы, действующие на стенки и т.п.), которые, в свою очередь, определяются локальными характеристиками и структурой потока. При этом особый интерес представляют сложные течения, в которых наблюдается одновременное воздействие на поток нескольких возмущающих факторов: турбулентности, внезапного изменения режима движения и конфигурации проточной полости (в том числе, вращение и кривизна стенок), отрыва пограничного слоя, вынужденных пульсаций, продольного градиента давления и т.п. Это подтверждается достаточно большим числом публикаций,

посвященных исследованию влияния одного или нескольких подобных воздействий на характеристики потока, например, вынужденных пульсаций на турбулентное течение.

Такие пульсации могут либо создаваться намеренно (например, для интенсификации теплообмена, управления отрывом потока и др.), либо возникать при периодическом движении узлов агрегата в его проточной полости (срабатывание клапанов, вращение лопастных колес и т.п.) или при выходе аппарата на неустойчивые режимы работы вследствие внешнего возмущающего воздействия. В последнем случае пульсации приводят к повышенному шуму и вибрациям, искажению показаний измерительных приборов, быстрому износу деталей и др. Пульсирующие потоки сами по себе отличаются многообразием режимов течения, поэтому их исследование особенно усложняется при наличии дополнительных факторов, таких как отрыв потока, продольный градиент давления, неизотермичность стенок канала и т.п.

Для получения информации о пространственно-временной структуре подобных сложных течений в экспериментах необходимы средства измерения, не только имеющие хорошие динамические характеристики, но и способные при их относительно небольшом количестве обеспечить получение мгновенной картины течения в достаточно большой области. Однако возникают трудности при их использовании для изучения существенно трехмерных потоков в технических устройствах со сложной конфигурацией проточной полости. Поэтому в настоящее время информация о структуре пульсирующих отрывных турбулентных течениях в каналах разной формы и конфигурации является неполной [1–3].

Применение численных методов, как в дополнение к физическому эксперименту, так и в качестве альтернативы, получило в настоящее время широкое распространение в связи со значительным прогрессом вычислительной техники с одной стороны, и появлением универсальных программных комплексов (Ansys CFX, Fluent, COMSOL и т.д.) с другой стороны. С помощью данного подхода можно оценить характеристики проектируемого технического устройства на промежуточных стадиях доводки конструкции до изготовления опытного образца, обеспечивая тем самым сокращение материальных и временных затрат. Кроме того, численное моделирование позволяет дополнить экспериментальную информацию о структуре и параметрах течения. Однако в этом случае необходимо решить дополнительные задачи, связанные с адекватностью математической модели, с корректным выбором вида численной схемы и порядка аппроксимации членов уравнений, с качественной дискретизацией расчетной области, учитывающей различные особенности течения и т.д. [4].

Применительно к пульсирующим отрывным турбулентным течениям на сегодняшний день не существует одновременно надежных и экономичных, с точки зрения решения прикладных задач, моделей турбулентности. Например, использование перспективных методов прямого численного моделирования (DNS), моделирования больших вихрей (LES), моделирования оторвавшихся вихрей (DES) требует наличия высокопроизводительных вычислительных ресурсов, особенно если исследуется течение в сложном техническом устройстве. Кроме того, при выполнении численных экспериментов для данного класса течений часто возникают проблемы с корректной постановкой граничных условий. Данный подход после достаточно долгой паузы получил свое развитие в работах [5, 6] в которых показано, что турбулентный поток можно представить в виде гетерогенной смеси двух жидкостей с различными скоростями и температурами. З. Маликовым предложена двухжидкостная модель, в которой основной параметр турбулентности – эффективная молярная вязкость – определяется по теории кинетики и гипотезе Прандтля, поэтому дополнительные эмпирические уравнения не привлекаются. Показано, что новая двухжидкостная модель турбулентности имеет высокую точность, проста для решения инженерных задач и спо-

собна адекватно описывать анизотропную турбулентность. Таким образом, совершенствование методов численного исследования турбулентных течений, сопровождаемых отрывом потока и вынужденными пульсациями, является актуальной проблемой [7, 8].

Математическая постановка задачи. Рассматривается двумерное турбулентное течение в плоском канале со значительным препятствием. Физическая картина анализируемого течения и конфигурация расчетной области представлены на рис. 1.

Начало введенной декартовой системы координат находится в левом нижнем углу уступа. Высота ступеньки составляет $H = 20$ мм. Во входном сечении канала задавался параболический профиль течения Пуазейля для продольной скорости U , а вертикальная скорость V была равна нулю. При введении безразмерных величин за масштаб длины принимается ширина канала H , за масштаб скорости принята средняя по сечению скорость U_0 на входе в канал.

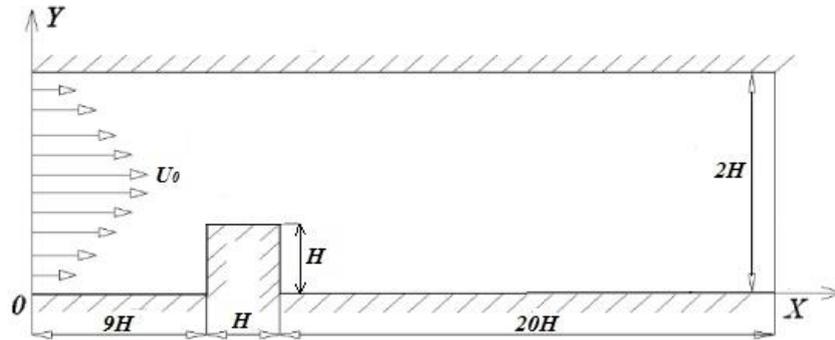


Рис. 1. Канал со значительным препятствием

Нестационарная система уравнений турбулентности по двухжидкостной модели имеет следующий вид [9]:

$$\begin{cases}
 \frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} = 0, \\
 \frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial P}{\partial x} = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} \right) - \frac{\partial u \vartheta}{\partial y}, \\
 \frac{\partial V}{\partial t} + U \frac{\partial V}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial y} + \frac{\partial P}{\partial y} = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial y^2} \right) - \frac{\partial u \vartheta}{\partial x} - \frac{\partial \vartheta \vartheta}{\partial y}, \\
 \frac{\partial u}{\partial t} + U \frac{\partial u}{\partial x} + V \frac{\partial u}{\partial y} = (C_m - 1) \frac{\partial U}{\partial y} \vartheta + \frac{\partial}{\partial y} \left(v'_{xy} \frac{\partial u}{\partial y} \right) - K_f u, \\
 \frac{\partial \vartheta}{\partial t} + U \frac{\partial \vartheta}{\partial x} + V \frac{\partial \vartheta}{\partial y} = -C_m \frac{\partial U}{\partial y} u + \frac{\partial}{\partial y} \left(v'_{yy} \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) - K_f \vartheta, \\
 v'_{xy} = 3\nu + 2 \left| \frac{u \vartheta}{\text{def}(U)} \right|, v'_{yy} = 3\nu + 2 \left| \frac{\vartheta \vartheta}{\text{def}(U)} \right|, \text{def}(U) = \sqrt{\left(\frac{\partial U}{\partial y} \right)^2}.
 \end{cases} \quad (1)$$

Здесь, U, V – безразмерные продольная и вертикальная составляющие вектора скорости, u, ϑ – относительные скорости турбулентного потока, P – безразмерное гидростатическое давление, ν – молекулярная кинематическая вязкость, v'_{xy}, v'_{yy} – эффективная молярная вязкость, K_f – коэффициент трения и $\rho = \text{const}$. Постоянные коэффициенты равны $C_m = 0.2$, $C_s = 0.7825$, $C_{s0} = 0.2925$.

На всех неподвижных твердых стенках действуют граничные условия прилипания. На выходе из канала для параметров задаются стандартные условия экстраполяции второго порядка точности.

Метод решения. Для численного решения системы исходных нестационарных уравнений Навье – Стокса (1) для неявной схемы использован метод конечных объемов. Численное решение представленных систем уравнений проводилось в физических переменных «скорость – давление» путем физического расщепления полей скорости и давления. При этом для уравнений переноса использована шахматная разностная сетка методом контрольного объема. Согласно этому методу первый этап интегрирования уравнений для новой двухжидкостной модели будет иметь вид [10]:

$$\begin{cases} \frac{\tilde{U}_{i,j} - U_{i,j}^n}{\Delta t} + U_{i,j}^n \frac{\partial U_{i,j}^n}{\partial x} + V_{i,j}^n \frac{\partial U_{i,j}^n}{\partial y} + \frac{\partial p_{i,j}^n}{\partial x} = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 \tilde{U}_{i,j}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 U_{i,j}^n}{\partial x^2} \right) - \frac{\partial \mathcal{G}u}{\partial y}, \\ \frac{\tilde{V}_{i,j} - V_{i,j}^n}{\Delta t} + U_{i,j}^n \frac{\partial V_{i,j}^n}{\partial x} + V_{i,j}^n \frac{\partial V_{i,j}^n}{\partial y} + \frac{\partial p}{\partial y} = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 \tilde{V}_{i,j}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_{i,j}^n}{\partial x^2} \right) - \frac{\partial \mathcal{G}g}{\partial y} - \frac{\partial u \mathcal{G}}{\partial x}, \\ \frac{u_{i,j}^{n+1} - u_{i,j}^n}{\Delta t} + U_{i,j}^n \frac{\partial u_{i,j}^n}{\partial x} + V_{i,j}^n \frac{\partial u_{i,j}^n}{\partial y} = (C_m - 1) \frac{\partial U_{i,j}^{n+1}}{\partial y} \mathcal{G}_{i,j}^n + \frac{\partial}{\partial y} \left(v'_{xy} \frac{\partial u_{i,j}^{n+1}}{\partial y} \right) - K_f u_{i,j}^{n+1}, \\ \frac{\mathcal{G}_{i,j}^{n+1} - \mathcal{G}_{i,j}^n}{\Delta t} + U_{i,j}^n \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j}^n}{\partial x} + V_{i,j}^n \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j}^n}{\partial y} = C_m \frac{\partial U_{i,j}^{n+1}}{\partial y} u_{i,j}^n + \frac{\partial}{\partial y} \left(v'_{yy} \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j}^{n+1}}{\partial y} \right) - K_f \mathcal{G}_{i,j}^{n+1}. \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} U^{n+1} = \tilde{U} - \Delta t \frac{\partial \delta p}{\partial x} \\ V^{n+1} = \tilde{V} - \Delta t \frac{\partial \delta p}{\partial y} \end{cases} \quad (3)$$

В уравнении (2) верхний индекс “ \tilde{U} ” обозначает промежуточную сеточную функцию для вектора скорости; $\delta p = p^{n+1} - p^n$ поправка к давлению. Умножая уравнение (2) на градиент и учитывая соленоидальность вектора скорости на $(n+1)$ -м временном слое, получаем уравнение Пуассона для определения поправки к давлению:

$$\Delta t \left(\frac{\partial^2 \delta p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \delta p}{\partial y^2} \right) = \frac{\partial \tilde{U}}{\partial x} + \frac{\partial \tilde{V}}{\partial y}. \quad (4)$$

Решение уравнения (4) проводилось методом итераций, для чего уравнение (4) приводилось к параболическому виду

$$\frac{\partial \delta p}{\partial t_0} - \Delta t \left(\frac{\partial^2 \delta p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \delta p}{\partial y^2} \right) = \frac{\partial \tilde{U}}{\partial x} + \frac{\partial \tilde{V}}{\partial y}, \quad (5)$$

где фиктивное время t_0 является итерационным параметром.

При решении уравнения (5) для шага по времени можно записать $\Delta t_0 = a_1 \Delta t$, при этом значение постоянной a_1 , как правило, меньше единицы и выбирается из условия быстрой сходимости численного процесса. В качестве граничного условия для поправки к давлению используется условие Неймана, которое выполняется в случае, если для \tilde{U} на границе используется точное значение U^{n+1} . Для численного решения уравнения переноса системы (2) использована конечно-разностная схема против потока для конвективных членов. А диффузионные члены аппроксимировались центральной разностью неявным образом. Схема против потока имеет вид [11]:

$$\begin{aligned} & \frac{\Phi_{i,j}^{n+1} - \Phi_{i,j}^n}{\Delta t} + 0.5(U_{i,j} + |U_{i,j}|) \frac{\Phi_{i,j}^n - \Phi_{i-1,j}^n}{\Delta x} + 0.5(U_{i,j} - |U_{i,j}|) \frac{\Phi_{i+1,j}^n - \Phi_{i,j}^n}{\Delta x} + \\ & + 0.5(V_{i,j} + |V_{i,j}|) \frac{\Phi_{i,j}^n - \Phi_{i,j-1}^n}{\Delta y} + 0.5(V_{i,j} - |V_{i,j}|) \frac{\Phi_{i,j+1}^n - \Phi_{i,j}^n}{\Delta y} = \frac{\Phi_{i,j+1}^{n+1} - 2\Phi_{i,j}^{n+1} + \Phi_{i,j-1}^{n+1}}{2\text{Re} \Delta y^2} + \Pi^{(\Phi)}. \end{aligned} \quad (8)$$

Для численного решения уравнения (7) использована полунеевая схема, которая эффективно реализуется методом прогонки

$$\frac{\delta p_{i,j}^{n+1} - \delta p_{i,j}^n}{\Delta t_0} - \left(\frac{\delta p_{i+1,j}^n - 2\delta p_{i,j}^n + \delta p_{i-1,j}^n}{\Delta x^2} \right) - \left(\frac{\delta p_{i,j+1}^n - 2\delta p_{i,j}^n + \delta p_{i,j-1}^n}{\Delta y^2} \right) = \frac{1}{\Delta t} \left(\frac{\tilde{U}_{i,j} - \tilde{U}_{i-1,j}}{\Delta x} + \frac{\tilde{V}_{i,j} - \tilde{V}_{i,j-1}}{\Delta y} \right). \quad (9)$$

Таким образом, сначала методом установления решается система уравнений (1), (2), затем уравнение (5), и в соответствии с (3) определяются вектор скорости на $(n+1)$ -м временном слое и давление $p^{n+1} = p^n + \delta p$. Несложно показать, что расчетная схема имеет порядок точности $O(\Delta t, \Delta x, \Delta y^2)$.

Результаты расчетов и их обсуждение. На рис.2 приведены графики в различных сечениях канала для безразмерной продольной скорости по результатам моделей турбулентности.

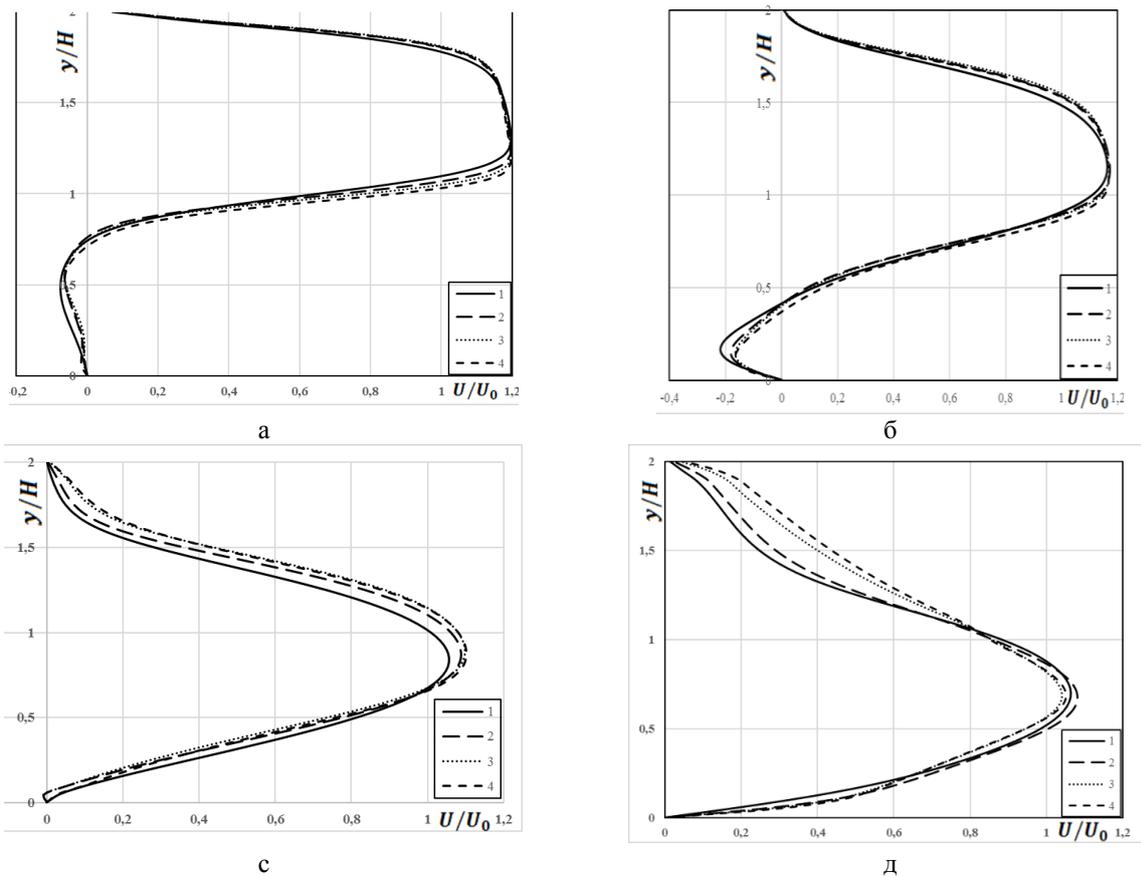


Рис. 2. Профили безразмерной аксиальной скорости при $x = 2H$ (а), при $x = 4H$ (б), при $x = 6H$ (в), при $x = 10H$ (д):
1 – $Re=1000$, 2 – $Re=2000$, 3 – $Re=3000$, 4 – $Re=4000$

Изолинии продольной скорости при различных значениях числа Рейнольдса приведены на рис.3. Во всех случаях в зоне за выступом характерно образование возвратных течений, протяженность этой зоны и структура циркуляционного течения зависят не только от числа Рейнольдса, но и от используемой численной схемы [12].

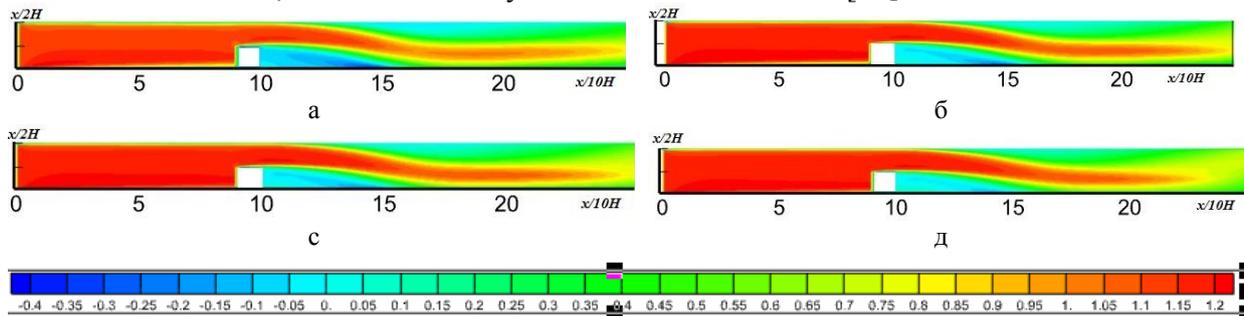


Рис. 3. Изолинии продольной скорости при $Re = 1000$ (а), 2000 (б), 3000 (в), 4000 (д)

Распределение коэффициентов трения и сопротивления на нижней стенке канала по его длине при различных значениях числа Рейнольдса показано на рис.4. Коэффициенты трения и сопротивления рассчитаны по формуле $C_f = \frac{2}{Re} \left(\frac{\partial U}{\partial y} \right)$ и $C_p = \frac{2 \cdot \Delta P}{\rho U^2}$.

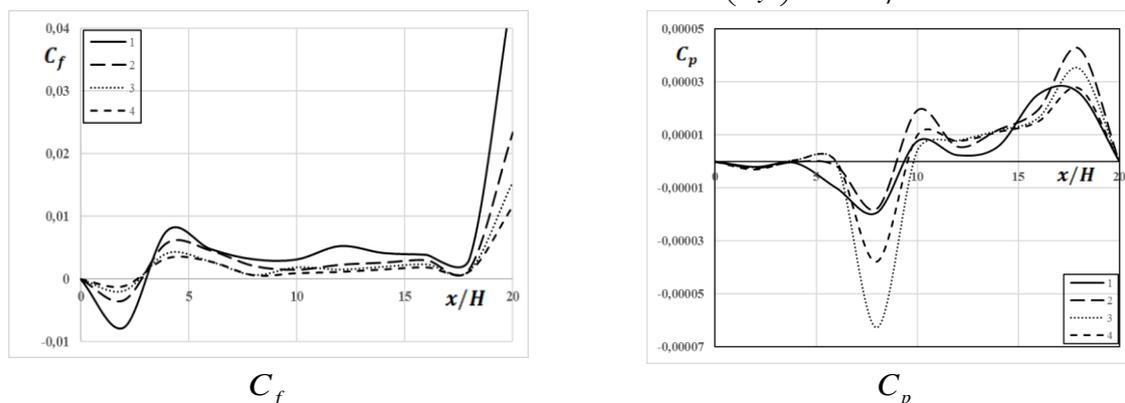


Рис.4. Распределение коэффициентов трения и сопротивления по длине канала при числе 1 – $Re=1000$, 2 – $Re=2000$, 3 – $Re=3000$, 4 – $Re=4000$

Выводы. Приведены результаты расчета для конечно-разностных схем, неявных при исследованиях турбулентного течения в канале со значительным препятствием. В результате детального численного исследования полей скорости, давления, сопротивления и трения показаны закономерности формирования вихревой структуры течения в плоском канале со значительным препятствием, включающим вторичные вихревые образования в отрывных режимах течения.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Маликов З. М., Назаров Ф. Х.* Математическое моделирование и численное исследование переноса твердых частиц в воздушном классификаторе // Проблемы вычислительной и прикладной математики. 2017, № 5, С. 42–49.
- [2] *Spalding D.B.* Chemical reaction in turbulent fluids // Journal of Physico-chemical Hydrodynamics. 1983, No.4, pp. 323-336.
- [3] *Malikov Z. M., Nazarov F. X.* Study of turbulence models for calculating a strongly swirling flow in an abrupt expanding channel // Computer Research and Modeling. 2021, Vol. 13, No. 4, С. 793–805.
- [4] *Younis B.A, Przulj V.P.* Computation of turbulent vortex shedding // Computational Mechanics. 2006, No. 37, pp. 408–425. doi: 10.1007/s00466-005-0713-2
- [5] *Rodi W.* Comparison of LES and RANS calculations of the flow around bluff bodies // Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. 1997, No.69-71, pp. 55–75. doi: 10.1016/ S0167 -6105(97)00147-5
- [6] *Malikov Z.* Mathematical model of turbulence based on the dynamics of two fluids // Applied Mathematical Modelling. 2020, Vol. 82, pp. 409-436.
- [7] *Назаров Ф.Х.* Численное исследование двухфазного потока в центробежном пылеуловителе на основе двухжидкостной модели турбулентности. // Математическое моделирование. 2021, Том 33, № 1, С.77–88. doi: <https://doi.org/10.20948/mm-2021-01-06>
- [8] *Malikov Z. M., Nazarov F. X.* Method of the numerical solution of the equations of hydrodynamics for streams in channels // Проблемы вычислительной и прикладной математики. 2016, №. 2, С. 82–85.
- [9] *Malikov Z. M. et al.* Numerical study of flow in a plane suddenly expanding channel based on Wilcox and two-fluid turbulence models // Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing. 2021, Т. 1901, №. 1, С. 012039.
- [10] *Malikov Z. M., Nazarov F. X.* Numerical study of two-phase flow in centrifugal dust collector based in two liquid turbulence model // Matematicheskoe modelirovanie. 2021, Т. 33, №. 1, С. 77–88.
- [11] *Malikov Z. M., Nazarov F. X.* Study of turbulence models for calculating a strongly swirling flow in an abrupt expanding channel // Computer Research and Modeling. 2021, Т. 13, №. 4, С. 793–805.
- [12] *Назаров Ф.Х.* Сравнение моделей турбулентности для закрученных течений // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки. 2021, № 2 (95), С. 25–36. doi: <https://doi.org/10.18698/1812-3368-2021-2-25-36>

Дата поступления
12.05.2023

Назаров Ф.Х., Абдухамидов С.К. Сезиларли тўсиқлар бўлган каналлардаги оқимнинг сонли тадқиқи.

Аннотация: Ушбу мақолада сезиларли тўсиқга эга бўлган каналдаги турбулент оқимни сонли ўрганиши усули татбиқ этилган. Каналдаги турбулент оқимни ифодалаш учун Навье - Стокс тенгламаларидан фойдаланилган. Навье - Стокс тенгламаларини сонли ҳисоблаш учун иккинчи даражали аниқликдаги ошқормас ва оқимга қарши схемалардан фойдаланилган. Рейнольдс сонининг 1000, 2000, 3000 ва 4000 қийматлари учун каналнинг турли кесимларида бўйлама тезликнинг графиклари келтирилган. Ундан ташқари, оқим чизиги изолиниялари, ишқаланиши ва қаршилиқ коэффициентлари учун ҳам сонли натижалар олинган.

Калим сўзлар: Навье-Стокс тенгламаси; ишқаланиш коэффициенти; қаршилик коэффициенти; оқимга қарши схема; ошқормас схема.

Nazarov F.Kh., Abdukhamidov S.K. Numerical investigation of flow in channels in the presence of significant obstacles Numerical study of non-stationary heat transfer.

Abstract: In the presented work, a study of non-stationary heat transfer in a rectangular plate is carried out. Mathematical modeling of heat transfer is carried out on the basis of the Laplace equation with a constant coefficient of thermal conductivity. An iterative method was used to solve the two-dimensional heat equation, and the Matlab software package was used to construct the temperature contour.

Keywords: Navier-Stokes equation, coefficient of friction, drag coefficient, upstream scheme, implicit scheme.

УДК 532

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ДВУХЖИДКОСТНОЙ МОДЕЛИ ТУРБУЛЕНТНОСТИ ДЛЯ ЧИСЛЕННОГО РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ЗАКРУЧЕННЫХ СТРУЙНЫХ ТЕЧЕНИЙ

¹Мадалиев М.Э., ²Наврұзов Д.П., ¹Шоев М.А.

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

²Бухарский Институт управления природными ресурсами Национального исследовательского университета «ТИИИМСХ»

E-mail: madaliyev@mail.ru

Аннотация. В статье представлены результаты численных исследований задач закрученных турбулентных струйных течений с помощью двухжидкостной модели турбулентности. Кроме того, было изучено влияние закручивания потока на распределение скорости, турбулентное напряжение и температуру потока. На этой основе исследуется механизм эффекта закручивания. Показано, что водоворот увеличивает продольные структуры оплетки, которые усиливают разрушение характерных кольцевых структур в круглых струях. Показано, что закрутка означает повышение эффективности турбулентного перемешивания скаляров. Численные реализации уравнений гидродинамики проведены на основе использования метода контрольного объема (Finite Volume Method (FVM)). Для аппроксимации конвективных членов использована схема против потока второго порядка точности, а для вязкостных членов – центральная конечно-разностная схема. Коррекция к скоростям проводилась по методике SIMPLEX.

Ключевые слова: двухжидкостная модель турбулентности; схема против потока; метод контрольного объема; SIMPLEX; закрученная струя.

Введение. Во многих случаях при движении жидкости и газа возникают так называемые поверхности тангенциального разрыва. Течение жидкости в окрестности такой поверхности называется струей. Тангенциальный разрыв могут претерпевать такие параметры, как скорость течения, температура и концентрация примеси. При этом распределение статического давления оказывается непрерывным. Как известно, на поверхности тангенциального разрыва в связи с ее неустойчивостью возникают вихри, беспорядочно движущиеся вдоль и поперек потока, вследствие этого происходит молярный поперечный перенос количества движения, тепла и примесей. В результате на границе двух струй формируется область конечной толщины с непрерывным распределением скорости, температуры и концентрации примеси, которая называется струйным турбулентным пограничным слоем [1].

Повышение эффективности турбулентного перемешивания струй может привести к ряду улучшений характеристик летательных аппаратов, включая снижение шума струи, более низкие температуры факела, повышение эффективности сгорания и снижение выбросов загрязняющих веществ. Одним из проверенных подходов к улучшению перемешивания является использование закрутки, которая, как известно, увеличивает скорость роста струи из-за изменения турбулентности струи [1,2]. Численное моделирование может дать глубокое понимание механизма закрученных турбулентных струй. Усредненные по Рейнольдсу методы Навье-Стокса (RANS) представляют собой наиболее эффективную методологию для расчета турбулентных потоков, но использование стандартных методов RANS для моделирования течения закрученной струи оказывается нецелесообразным [3]. Имеется несколько актуальных вопросов, касающихся реализации и интерпретации турбулентного закрученного потока. Условия для таких струйных течений часто определяются потоком из сопла, и экспериментальные исследования полей потока на выходах из сопла часто дают

неполную информацию о его данных для турбулентного закрученного течения. Например, скорость диссипации турбулентной кинетической энергии трудно измерить, так что измерения не могут предоставить информацию о типичной длине и временном масштабе втекающих вихрей. Одним из способов получения информации, необходимой для определения данных о потоке для моделирования струи, является осуществление DNS и LES потока через сопло. Однако эти подходы оказываются слишком дорогими в вычислительном отношении.

Несмотря на множество исследований, рассматриваемую задачу нельзя считать полностью изученной, т.к. она связана с до сих пор не решенной проблемой турбулентности. Несмотря на то, что до сегодняшнего дня разработано более 100 различных моделей турбулентности, универсальной модели турбулентности все еще не существует. Это означает, что эти модели, удовлетворительно описывая один класс турбулентности, могут описывать неверно даже качественно другой класс турбулентности. Недавно опубликована работа одного из соавторов настоящей статьи [2], где представлен новый подход к решению проблемы турбулентности. В указанной работе на основе нового подхода получена замкнутая математическая модель турбулентности, которая апробирована для различных задач. Достоинством новой модели является ее способность описывать анизотропную турбулентность, кроме того, она не страдает «аномалией круглой струи». Суть данного явления заключается в том, что все модели, направленные на замыкание уравнений Навье-Стокса, осредненные по Рейнольдсу (модели RANS) для осесимметричной струи, дают в полтора раза большее расширение струи, чем наблюдается в экспериментах. Кроме того, сравнение численных результатов модели с известными опытными данными показало ее хорошую точность. Новая математическая модель была апробирована для ряда задач турбулентности и её результаты были сопоставлены с экспериментальными данными, представленными в базе данных NASA [3]. В работе [2] на основе новой двухжидкостной модели проведено исследование затопленной струи. При этом использована упрощенная, параболизированная система уравнений, т.е. давление предполагается постоянным. Однако не во всех струйных течениях давление можно считать постоянным. Например, во многих технических устройствах струя может протекать в ограниченных пространствах [4].

Поэтому целью настоящей работы является апробация новой модели для затопленной закрученной струи при использовании полной системы уравнений турбулентности.

Основная часть. Моделирование затопленной турбулентной струи на основе двух-жидкостного подхода.

Краткое содержание сути новой двухжидкостной модели представлено в работе [5]. Здесь показана возможность представления турбулентного потока как гетерогенной смеси двух жидкостей, совершающих относительное движение. С учетом уравнений динамики и теплообмена приведем полную систему уравнений термодинамики турбулентного потока, используя новый подход:

$$\nu_{xx} = \nu_{yy} = \frac{3}{\text{Re}} + 2 \frac{S}{|\text{def}\bar{U}|}, \nu_{xy} = \frac{3}{\text{Re}} + 2 \frac{|uv|}{|\text{def}\bar{U}|}, S = \frac{u^2 J_x + v^2 J_y}{J_x + J_y}, J_x = \left| \frac{\partial u}{\partial z} \right|, J_y = \left| \frac{\partial v}{\partial r} \right|,$$

$$|\text{def}\bar{U}| = \sqrt{2 \left(\left(\frac{\partial U}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial r} \right)^2 \right) + \left(\frac{\partial V}{\partial z} + \frac{\partial U}{\partial r} \right)^2} \quad C_r = C_1 \lambda_{\max} + C_2 \frac{|d \cdot V|}{d^2}$$

$$\kappa_u = \frac{3}{\text{PrRe}} + 2 \frac{|tu|}{|\text{grad} T|}, \quad \kappa_v = \frac{3}{\text{PrRe}} + 2 \frac{|tv|}{|\text{grad} T|}, \quad \text{grad} T = \frac{\partial T}{\partial z} + \frac{\partial T}{\partial r},$$

$$K_t = C_{t1} \lambda_{\max} + C_{t2} \left| \frac{C \tau_w \text{grad} T}{q_w} \right|.$$

$$\left\{ \begin{array}{l}
\frac{\partial U}{\partial \tau} + U \frac{\partial U}{\partial z} + V \frac{\partial U}{\partial r} + \frac{\partial P}{\partial z} = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 U}{\partial r^2} + \frac{\partial U}{r \partial r} \right) - \frac{\partial r v u}{r \partial r}; \\
\frac{\partial V}{\partial \tau} + U \frac{\partial V}{\partial z} + V \frac{\partial V}{\partial r} + \frac{\partial P}{\partial r} = \frac{W^2}{r} + \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 V}{\partial r^2} + \frac{\partial V}{r \partial r} - \frac{V}{r^2} \right) - \frac{\partial r v v}{r \partial r}; \\
\frac{\partial W}{\partial \tau} + U \frac{\partial W}{\partial z} + V \frac{\partial W}{\partial r} + \frac{WV}{r} = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial r^2} + \frac{\partial W}{r \partial r} - \frac{W}{r^2} \right) - \frac{\partial r^2 v w}{r^2 \partial r}; \\
\frac{\partial u}{\partial \tau} + U \frac{\partial u}{\partial z} + V \frac{\partial u}{\partial r} = -(1 - 2C_s) \frac{\partial U}{\partial r} v + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r v'_{zr} \frac{\partial u}{\partial r} \right) - C_r u; \\
\frac{\partial v}{\partial \tau} + U \frac{\partial v}{\partial z} + V \frac{\partial v}{\partial r} = 2C_s \frac{\partial U}{\partial r} u - \left(2C_s \frac{\partial r W}{r \partial r} - \frac{2W}{r} \right) w + \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r v'_{rr} \frac{\partial v}{\partial r} \right) - 2v'_{rr} \frac{v}{r^2} - C_r u; \\
\frac{\partial w}{\partial \tau} + U \frac{\partial w}{\partial z} + V \frac{\partial r w}{r \partial r} = -(1 - 2C_s) \frac{\partial r W}{r \partial r} v + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left[r^2 v'_{wr} \left(\frac{\partial w}{\partial r} - \frac{w}{r} \right) \right] - C_r w; \\
\frac{\partial T}{\partial \tau} + U \frac{\partial T}{\partial z} + V \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{\text{Pr Re}} \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \frac{\partial r v t}{r \partial r}, \\
\frac{\partial t}{\partial \tau} + U \frac{\partial t}{\partial z} + V \frac{\partial t}{\partial r} = - \left(v \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{r \partial r} \left(\kappa_r r \frac{\partial T}{\partial r} \right) - K_r t.
\end{array} \right. \quad (1)$$

В приведенных уравнениях U, V, W – соответственно аксиальная, радиальная и тангенциальная составляющие вектора скорости потока, T – температура, p – гидростатическое давление, u, v, w – относительные скорости первой жидкости, Re – молярная кинематическая вязкость, $v'_{xx}, v'_{yy}, v'_{xy}$ – эффективные молярные вязкости, t – флуктуирующая температура, d – ближайшее расстояние до твердой стенки, τ_w – напряжение трения, q_w – поток теплообмена стенки, Pr – молекулярное число Прандтля. Постоянные коэффициенты равны:

$$C_1 = 0.7825, C_2 = 0.306, C_s = 0.2, C_{t1} = 0.939, C_{t2} = 0.1.$$

Для определения коэффициента трения составим определитель для характеристического уравнения

$$\begin{vmatrix}
-\lambda - \frac{\partial U}{\partial x} & -\frac{\partial U}{\partial r} + C_s \left(\frac{\partial U}{\partial r} - \frac{\partial V}{\partial x} \right) \\
-\frac{\partial V}{\partial x} - C_s \left(\frac{\partial U}{\partial r} - \frac{\partial V}{\partial x} \right) & -\lambda - \frac{\partial V}{\partial r}
\end{vmatrix} = 0. \quad (2)$$

Из уравнения (2) находим наибольший вещественный корень

$$\begin{aligned}
\lambda_{\max} &= \sqrt{D} & \text{если } D > 0 \\
\lambda_{\max} &= 0 & \text{если } D < 0
\end{aligned} \quad (3)$$

$$D = \frac{\partial U}{\partial r} \frac{\partial V}{\partial x} - \frac{\partial U}{\partial x} \frac{\partial V}{\partial r} + C_s (1 - C_s) \left[\frac{\partial U}{\partial r} - \frac{\partial V}{\partial x} \right]^2$$

Для численной реализации система уравнений (1) приводится к безразмерному виду соотношением всех скоростей к среднерасходной скорости струи, температуры – к средним температурам на выходе из сопла U_0, T_0 , линейные размеры – к радиусу сопла R . Исследование проводилось для струи с числом Рейнольдса $\text{Re} = \rho R U_0 / \mu = 5600$. Для получения стационарного решения систем уравнений (1) использовался метод установления. Суть данного метода заключается в том, что решается нестационарная задача и при большом значе-

нии безразмерного времени достигается стационарное решение задачи. При интегрировании уравнений использовалась прямоугольная сетка 200x100, безразмерные шаги интегрирования были равны $\Delta t=0.005$, $\Delta x=0.2$, $\Delta r=0.1$. В качестве начального условия рассмотрена идеальная струя без расширения. Стационарное решение достигалось при $t=250$. Сильно закрученный поток из сопла струи поступает со следующими характеристиками степени закрутки потока:

$$S_w = \frac{1}{R} \frac{\int_0^r \rho r^2 U W dr}{\int_0^r \rho U^2 r dr} \quad (1)$$

где R – радиус, а r – радиальное положение, U – осевая, а W – тангенциальная скорости. В статье была использована струя без закрутки $S_w=0$ и пять закрученных струй $S_w=0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5$.

Известно, что если ограниченная струя закручивается достаточно сильно, то образуется центральная точка застоя и область рециркуляции. Разрушение вихря обычно происходит после точки застоя из-за быстрого расширения тонкого вихря в гораздо более широкий вихрь. Турбулентный вихревой поток при внезапном осесимметричном расширении обладает несколькими отчетливо различными режимами потока, такими как разделение, одна или две области рециркуляции, высокие уровни турбулентности и периодические асимметрии при некоторых условиях. Разрушение вихря часто вызывает крупномасштабную прецессирующую спиральную когерентную структуру. Известно, что расходящийся характер расширяющегося потока инициирует и блокирует место разрушения вихря и неустойчивости потока. Многие исследователи сообщают об экспериментальных, аналитических и численных исследованиях разрушения вихрей. Этот тип потока все еще не совсем понятен, особенно для сильно закрученного течения с числом вихрей около единицы.

Для численной реализации систем уравнений гидродинамики использован метод контрольного объема. Для конвективных членов использована схема против потока второго порядка точности [6] в явном виде, а вязкостные члены аппроксимировались центральной разностью. Причем вязкостные члены в продольном направлении аппроксимировались в явном виде, а в поперечном направлении – в неявном виде. Следовательно, расчетная схема имела точность первого порядка по времени и второго по пространству. Для реализации полунявной схемы использовался метод прогонки. Связь между давлением и скоростями проводилась процедурой SIMPLEC [7], где был использован итерационный метод верхней релаксации [8].

Многочисленные исследования показали, что характеристики струи сильно зависят от потока, который формируется в дозвуковом сопле. Известно, что в дозвуковом сопле происходит подавление турбулентности, и на выходе из сопла можно получить достаточно равномерный поток. Поэтому в работе в качестве начальных условий приняты следующие безразмерные параметры:

$$U = 1, \quad V = 0, \quad u = 0.055, \quad g = 0.028r^{1/2}.$$

Численные результаты. Приведем численные результаты, полученные на основе новой двухжидкостной модели.

На рис. 1 приведены изолинии результатов для безразмерной осевой продольной скорости в зависимости от расстояния до сопла при $S_w = 0$.

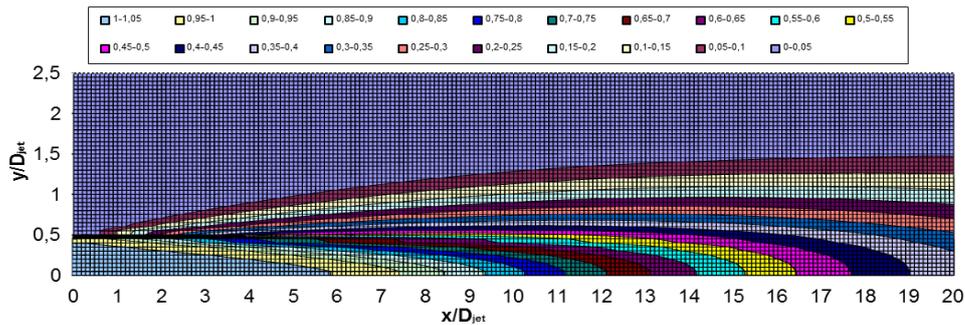


Рис. 1. Изолинии безразмерной осевой продольной скорости в зависимости от расстояния до сопла

На рис. 2 приведены результаты расчетов в виде векторного поля скоростей в расчетной области струи.

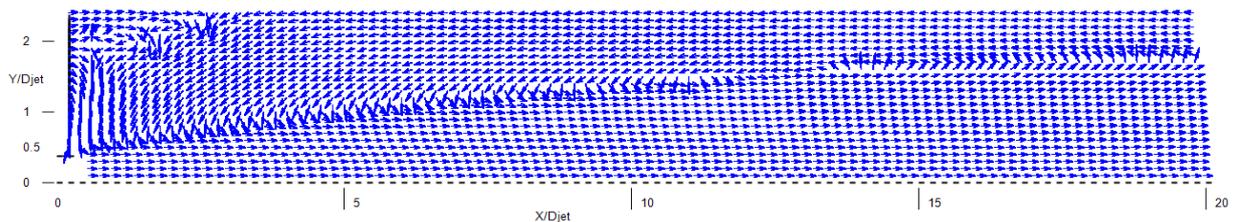


Рис.2. Расчетное векторное поле скоростей в струе

На рис. 3 приведены изолинии результатов для безразмерного распределения температуры в зависимости от расстояния до сопла при $S_w = 0$.

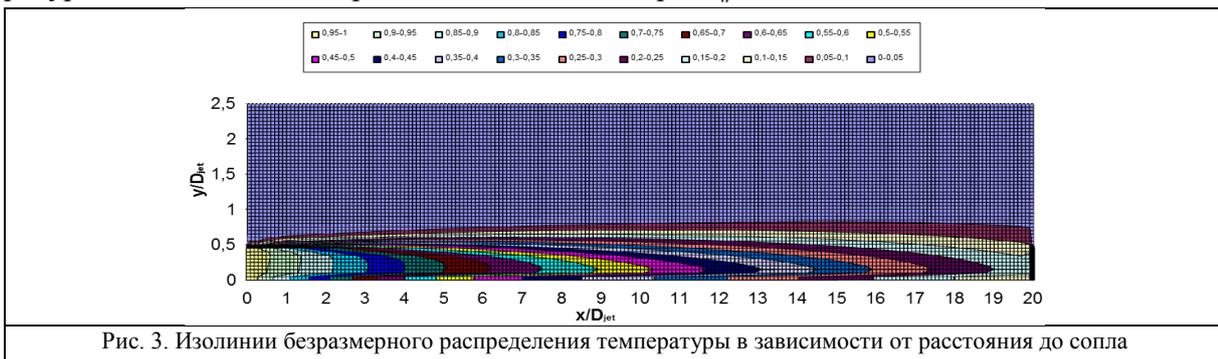


Рис. 3. Изолинии безразмерного распределения температуры в зависимости от расстояния до сопла

Теперь рассмотрим струи закрученного вида и распределение температуры. На рис. 4 приведены изолинии результатов для безразмерной осевой продольной скорости и распределения температуры в зависимости от расстояния до сопла при $S_w = 0.1$.

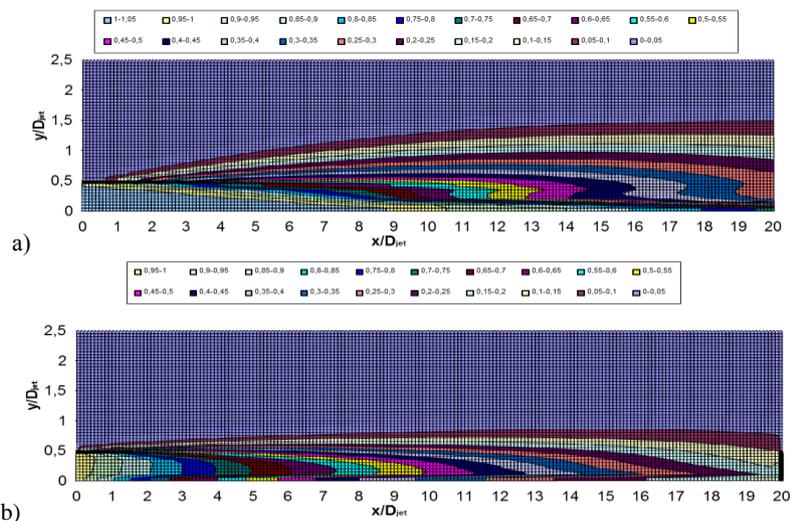


Рис. 4. Изолинии безразмерной осевой продольной скорости а) и распределения температуры б) в зависимости от расстояния до сопла при $S_w=0.1$

На рис. 5 приведены изолинии результатов для безразмерной осевой продольной скорости и распределения температуры в зависимости от расстояния до сопла при $S_w = 0.2$.

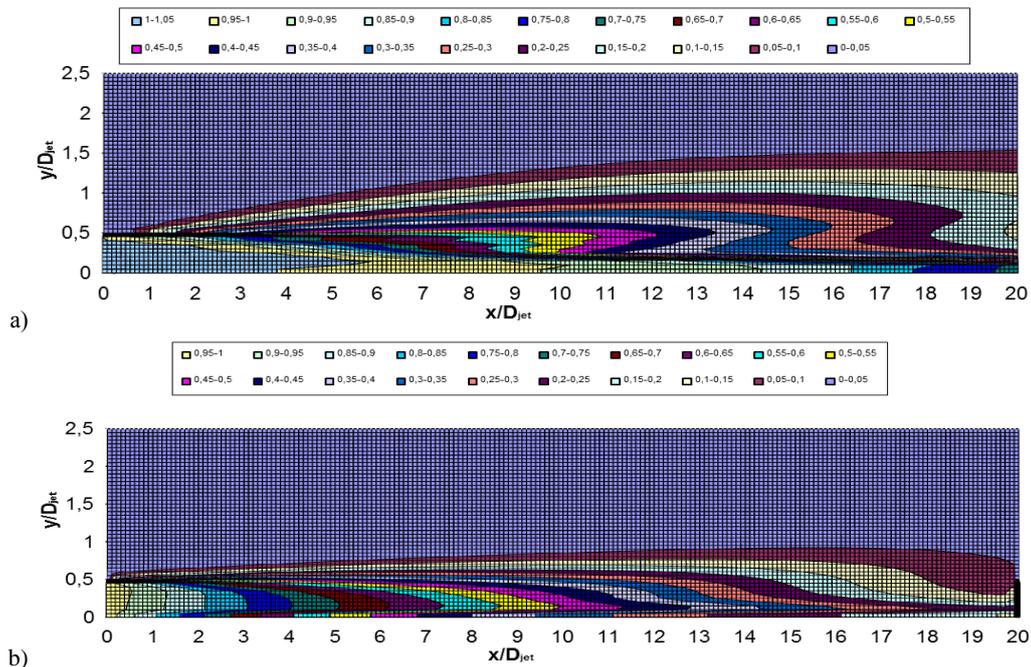


Рис. 5. Изолинии безразмерной осевой продольной скорости а) и распределения температуры б) в зависимости от расстояния до сопла при $S_w=0.2$

Заключение. Представленные на рисунках 1-5 изолинии скорости и температуры показывают, что новая двухжидкостная модель более точно описывает турбулентную осесимметричную струю. Кроме того, новая двухжидкостная модель более устойчива. Поэтому с помощью новой двухжидкостной модели можно рассчитать с высокой точностью распределение температур для закрученной струи при расчетах инженерных задач.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Абрамович Г.Н.* Теория турбулентных струй. Москва. Наука, 1984, –716 с.
- [2] *Malikov Z.M.* Mathematical Model of Turbulence Based on the Dynamics of Two Fluids // Applied Mathematic Modeling. 2020, No.82, pp. 409–436.
- [3] *Cristopher R.* Responsible NASA official. Turbulence modeling Resource. NASA Langley Research Center.
- [4] *Spalart P.R, Allmaras S.R.* A one-equation turbulence model for aerodynamic flow // AIAA Paper. 1992, No.12, pp. 439–478.
- [5] *Malikov Z.M., Madaliev M.E.* Numerical Simulation of Two-Phase Flow in a Centrifugal Separator // Fluid Dynamics. 2020, Vol. 55, No. 8, pp.1012–1028. © Pleiades Publishing, Ltd., pp.2020.
- [6] *Leonard B.P.* A stable and accurate convective modeling procedure based on quadratic upstream interpolation // Comp Meth Appl Mech Eng. 1979, No.19, pp 59–98.
- [7] *Patankar S.V.* Numerical heat transfer and fluid flow. Hemisphere Publishing Corporation. 1980.
- [8] *Андерсон Д., Таннехилл Дж., Плетчер Р.* Вычислительная гидромеханика и теплообмен. Т.1. Москва. Мир, 1990, –385 с.

Дата поступления
21.05.2023

Мадалиев М.Э., Наврузов Д.П., Шоев М.А. Икки суюқлик турбулент моделининг ўққа нисбатан симметрик айланма оқим масаласини сонли ечишда қўлланилиши.

Аннотация: Ушбу мақолада икки суюқлик турбулент модели ёрдамида айланма турбулент струяли оқимнинг сонли тадқиқот натижалари келтирилган. Киришдаги оқим маълумотлари икки суюқлик ёндашуви ёрдамида Навье – Стокс тенгламасини моделлаштириши асосида келтирилади. Ундан ташқари, айланма оқимнинг таъсири тезлик, турбулент кучланиши ва температура оқимининг тақсимланиши ҳам тадқиқ этилган. Шу асосида айланиши эффекти механизми ўрганилди. Уурма таъсирида оплетканинг бўйлама структураси кенгайди ва айланма струядаги гилдиракли структуранинг бузилиши кўрсатилган. Айланма ҳаракат скалярларнинг турбулент араланиши эффектини ошириши келтирилган. Гидродинамика тенгламаси сонли ечиши чекли ҳажм усули асосида амалга оширилди FVM (Finite Volumes Method). Конвектив ҳадларни аппроксимация қилиш учун иккинчи тартибли аниқликдаги оқимга қарши схемадан, қовушқоқ ҳадлар учун эса марказий чекли айирмали схемадан фойдаланилди. Тезликларга нисбатан коррекция SIMPLEC услуги ёрдамида амалга оширилди.

Калит сўзлар: Икки суюқлик турбулент модели; оқимга қарши схема; чекли ҳажм усули; SIMPLEC; айланма оқим.

Madaliyev M.E., Navruzov D.P., Shoyev M.A. Using a two-fluid turbulence model for numerical solution to problems of axisymmetric swirling jet.

Abstract: The article presents the results of numerical studies of problems of swirling turbulent jet flows using a two-fluid turbulence model. Fluid inflow data is based on Navier-Stokes simulation using a two-fluid approach. In addition, the effect of flow swirl on velocity distribution, turbulent stress, and flow temperature was studied. On this basis, the mechanism of the swirling effect is investigated. It is shown that the swirling increases the longitudinal structures of the braiding, which enhance the destruction of the characteristic ring structures in round jets. It is concluded that swirling means an increase in the efficiency of turbulent mixing of scalars. Numerical implementations of the equations of hydrodynamics are carried out on the basis of the FVM (Finite Volume Method). To approximate the convective terms, a second-order upwind scheme was used, and for the viscous terms, a central finite-difference scheme was used. Velocity correction was conducted according to the SIMPLEC method.

Keywords: two-fluid turbulence model, upwind scheme, Finite Volume Method, SIMPLEC, swirling jet.

УДК 62-133.3

УРАВНЕНИЕ ДВИЖЕНИЯ УСКОРИТЕЛЯ СЫРЦОВОГО ВАЛИКА ЗОНЫ ПИЛЬНОГО ДЖИНИРОВАНИЯ

Ахмеджанов Ю.А.

*Ташкентский государственный технический университет имени Ислама Каримова, Ташкент, Узбекистан
E-mail: Ahmedjanov@mail.ru*

Аннотация: В статье приводится вывод формулы передаточного отношения ремённой передачи с эксцентричным натяжным роликом ускорителя сырцового валика пильного джина. Вывод формулы основывается на составление математической модели машинного агрегата с решением дифференциального уравнения Лагранжа II рода.

Ключевые слова: пильный джин; динамическая модель; эксцентриситет; передаточное отношение; натяжной ролик; кинетическая энергия; угловая скорость.

Введение. Механизм привода ускорителя джина состоит из электродвигателя, клиноремённых шкивов, эксцентричного натяжного ролика и ускорителя сырцового валика (рис.1). Эксцентричный натяжной ролик периодически меняет скольжение ремня, в силу чего ускоритель вращается с переменной частотой, сообщая сырцовому валику импульсивное вращение. В результате этого происходит, во-первых, встряхивание сырцового валика, во-вторых, циклическое изменение разрежения в зоне семенной гребёнки, и в-третьих, за счёт импульсивного вращения сырцового валика появляется переменная центробежная сила. Хлопок-сырец периодически набрасывается на зубья пильного диска, интенсивно выделяются оголённые семена.

Встряхивание сырцового валика приводит к появлению в нем трещин, через которые облегчается выпадение семян. Кроме того, встряхивание сырцового валика способствует в некоторой степени и выпадению сора из волокнистой массы [3].

Циклические изменения разрежения приводят к более полному выпадению оголённых семян из сырцовой камеры. В зоне семенной гребёнки происходит захват зубьями пил волокон хлопка-сырца. Импульсивная сила в сырцовом валике, возникающая в результате неравномерного вращения ускорителя, способствует лучшему захвату зубьями пил долек хлопка-сырца, более лучшему их удерживанию на зубьях пилы. Это приводит к более полному отрыву волокна от семян.

Под действием переменной центробежной силы оголённые семена, сила сцепления которых с волокнистой массой значительно меньше, чем сила сцепления летучек, перемещаются к его периферии и при прохождении зоны семенной гребёнки под действием той же силы и изменения разрежения отрываются от сырцового валика и выпадают из рабочей камеры, тем самым ускоряя вывод оголённых семян из сырцового валика. С увеличением скорости выхода оголённых семян из сырцового валика, его масса в рабочей камере уменьшается, увеличивается волокнистость, уменьшается поврежденность семян и волокна. При увеличении волокнистости сырцового валика увеличивается и производительность джина (4.5 %).

Постановка задачи. Для описания процесса джинирования с точки зрения динамики механизмов была поставлена задача вывода формулы уравнения движения ускорителя сырцового валика, связывающего постоянные и переменные факторы привода ускорителя, а также механические характеристики двигателя.

Метод решения основывался на математической модели движения машинного агрегата с механизмом ускорителя и дифференциального уравнения Лагранжа II рода.

Динамическая модель машинного агрегата ускорителя сырцового валика пильного джина представляет собой двухмассовую линейную систему (рис.2), которая обладает упругими, диссипативными и электромагнитными свойствами [1, 2].

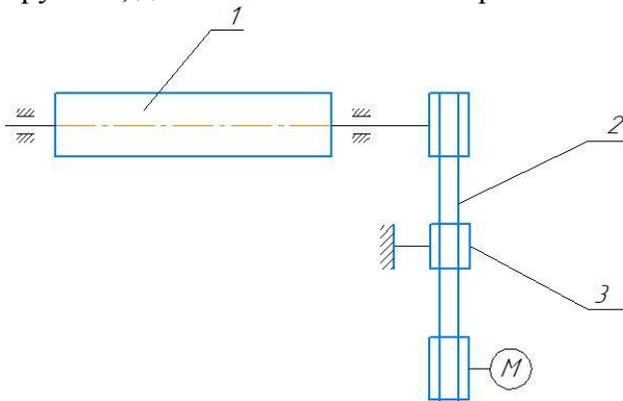


Рис.1. Кинематическая схема привода ускорителя пильного джина: 1 – ускоритель, 2 – ременная передача привода ускорителя, 3 – натяжитель ремня

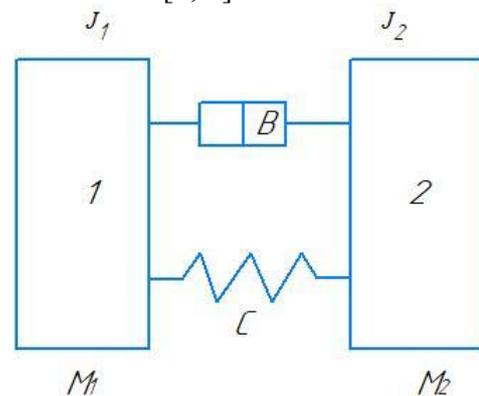


Рис. 2. Расчётная схема 2-х массового машинного агрегата привода ускорителя джина

Математическая модель машинного агрегата описывается системой дифференцированных уравнений. Для составления дифференцированных уравнений движения системы воспользуемся уравнением Лагранжа II рода [1,2].

$$\frac{d(\partial T)}{dt(\partial \dot{q})} - \frac{\partial T}{\partial (q_j)} + \frac{\partial \Phi}{\partial (q_j)} + \frac{\partial \Pi}{\partial (q_j)} = Q_j(q) \quad (1)$$

где q_j – обобщенная координата; \dot{q} – обобщенная скорость, T – кинетическая энергия системы, Π – потенциальная энергия силы, Φ – рассеиваемая энергия (функция Рэля), Q_j – обобщенные внешние силы.

За обобщенные координаты q принимаем угловые перемещения ротора двигателя и вала ускорителя ϕ_1 и ϕ_2 .

Кинетическая энергия для данной динамической модели равна:

$$T = \frac{J_1 \cdot \phi_1^2}{2} + \frac{J_2 \cdot \phi_2^2}{2} \quad (2)$$

где J_1 и J_2 – моменты инерции ротора электродвигателя с валом и ведущим шкивом передачи.

Потенциальная энергия для данной динамической модели определяется по формуле:

$$\Pi = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n C_j (\phi_j - i_{j,j+1} \phi_{j+1})^2 \quad (3)$$

где n – количество масс системы, C_j – коэффициент жесткости упругих передач системы, $i_{j,j+1}$ – передаточное отношение системы. Диссипативная функция Рэля определяется из выражения:

$$\Phi = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n b_j (\phi_j - i_{j,j+1} \phi_{j+1})^2 \quad (4)$$

где b_j – коэффициент вязкого сопротивления упругих передач системы. Определим члены Лагранжевых уравнений:

$$\frac{\partial T}{\partial \phi_j} = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial \phi_j} = J_j \dot{\phi}_j; \quad \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{\phi}} \right) = J_j \dot{\phi}_j;$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \phi_1} = e(\phi_j - i_{12} \phi_2) \cdot \left(1 - \frac{\partial i_{12}}{\partial \phi_1} \phi_1 \right); \quad (5)$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \phi_2} = -c(\phi_j - i_{12} \phi_2) \cdot i_{12} \quad (6)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \phi_1} = b(\phi_j - i_{12} \phi_2) \cdot \left(1 - \frac{\partial i_{12}}{\partial \phi_1} \phi_1 \right); \quad (7)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \phi_2} = -b(\phi_j - i_{12} \phi_2) i_{12}, \quad (8)$$

где $\frac{\partial i_{12}}{\partial \phi_1} = 0$.

Передаточное отношение между ведущим и ведомым валами с эксцентричным натяжным роликом выражается следующим уравнением [6].

$$i_{12} = \frac{D_2 \cdot E \cdot F}{D_1 \left\{ E \cdot F - \left[S_0 + \left(a \cos \phi_p + \sqrt{r^2 - a^2 \sin^2 \phi_p} - r \right) S_k \right] \right\}} \quad (9)$$

где E – модуль упругости ремня; F – площадь поперечного сечения ремня; S_0 – начальное натяжение ремня; a – угол обхвата ремня, равный дуге скольжения; r – радиус окружности натяжного ролика; e – эксцентриситет натяжного ролика; S_k – коэффициент натяжения ремня.

Передаточное отношение в зависимости от угла поворота ведущего шкива выглядит следующим образом:

$$\frac{\partial i_{12}}{\partial \phi_1} = \frac{-\frac{D_2}{D_1} \cdot E \cdot F - (e^{\mu a} - 1) \cdot S_k \cdot [-a \cdot \sin(\phi_1 i_{12}) + \frac{a^2 \sin(\phi_1 - i_b)}{\sqrt{r^2 - a^2 \sin^2(\phi_1 - i_b)} - r}]}{\left\{ EF - (e^{\mu a} - 1) \cdot \left[S_0 + a \cos(\phi_b \cdot i_b) + \sqrt{r^2 - a^2 \sin^2(\phi_1 \cdot i_b)} - r \right] \cdot S_k \right\}^2} \quad (10)$$

где i_b – передаточное отношение вала натяжного ролика, e – основание натуральных логарифмов; μ – коэффициент трения ремня;

Обобщённые силы динамической модели равны $Q_1 = M_1 - M_2$, $Q_2 = -M_2$,

где M_1 – момент на валу двигателя, M_2 – момент сил технологического сопротивления волокнистого материала, действующих на ускоритель сырцового валика.

Подставив полученное выражение в уравнение Лагранжа второго рода, получим дифференциальное уравнение, описывающее движение двух массовой упругой системы:

$$J_1 \cdot \ddot{\phi}_1 = M_1 - e(\phi_1 - i_{12} \cdot \phi_2) \cdot \left(1 - \frac{\partial i_{12}}{\partial \phi_1} \right) - b(\phi_1 - i_{12} \cdot \phi_2) \quad (11)$$

$$J_2 \cdot \ddot{\phi}_2 = e(\phi_1 - i_{12} \cdot \phi_2) \cdot i_{12} + b(\phi_1 - i_{12} \cdot \phi_2) \cdot i_{12} - M_2$$

Для полной оценки динамических характеристик машинного агрегата необходимо учитывать и динамическую механическую характеристику установившегося режима движения, где учитываются и электромеханические переходные процессы. В уравнении (11) они не учтены.

Уравнение динамической характеристики асинхронного электродвигателя для установившегося режима имеет вид [2]:

$$\frac{\omega_0 - \phi_1}{\omega_0} = \frac{S_k}{2M_k} \cdot M_1 + \frac{1}{2\omega_c \cdot M_k} \cdot M_1 \quad (12)$$

где M_k – критический (максимальный) момент электродвигателя в статическом (опрокидывающем) режиме, н.м; S_k – критическое скольжение, т.е. скольжение при $M_1=M_k$, ω_c – угловая частота электрической сети, c^{-1} , ω_0 – угловая скорость холостого хода c^{-1} .

Критический момент электродвигателя равен [2]:

$$M_k = \frac{9550 \cdot N_H}{n_H} \cdot \lambda \quad (13)$$

где N_H – номинальная потребляемая мощность электродвигателя, кВт, n_H – номинальное число оборотов ротора электродвигателя; λ – коэффициент, характеризующий величину отношения критического и номинального моментов.

Величина критического скольжения ротора электродвигателя определяется по формуле:

$$S_k = \lambda \cdot S_H \left(1 + \sqrt{1 - \frac{1}{\lambda}} \right) \quad (14)$$

где S_H – номинальное значение скольжения, определяемое из соотношения:

$$S_H = \frac{\omega_0 - \omega_H}{\omega_0}$$

Угловая скорость холостого хода и частота электрического тока f_e связаны соотношением:

$$\omega_0 = \frac{\omega_c}{P} = 2 \frac{\prod f_e}{P}$$

где P – число переменных полюсов обмотки статора.

Движение машинного агрегата с учетом динамической характеристики асинхронного электродвигателя, переменного передаточного отношения и формулы (12) представим в виде:

$$\frac{\omega_0 - \phi_1}{\omega_0} = \frac{S_k}{2M_k} M_1 + \frac{1}{2\omega_0 \cdot M_k} M_1. \quad (15)$$

Подставляя значения в формулу [11], получим:

$$I_1 \phi_1 = \frac{M_1 - e(\phi_1 - i_{12} \phi_2) \cdot \left\{ 1 - \frac{D_2}{D_1} EF[(e^{\mu\alpha} - 1) \cdot S_k \cdot \left(a \sin(\phi_1 i_b) + \frac{a^2 \sin(\phi_1 i_b)}{\sqrt{r^2 a^2 \sin^2(\phi_1 i_b)} - r} \right) \right\}}{\left\{ EF - (e^{\mu\alpha} - 1) \cdot \left[S_0 + a \cos(\phi_1 i_b) + \sqrt{r^2 a^2 \sin^2(\phi_1 i_b)} - r \right] S_k \right\} - b(\phi_1 - i_{12} \phi_2)}; \quad (16)$$

$$I_2 \phi_2 = e(\phi_1 - i_{12} \phi_2) i_{12} + b(\phi_1 - i_{12} \phi_2) i_{12} - M_2.$$

$$i_{12} = \frac{D_2 EF}{D_1 \left\{ EF - (e^{\mu\alpha} - 1) \left[S_0 + a \cos\left(\phi_1 \cdot \frac{D_1}{D_2}\right) + \sqrt{\left(\frac{D_b}{2}\right)^2 - a^2 \sin^2\left(\phi_1 \cdot \frac{D_1}{D_b}\right) - \frac{D_b}{2}} \right] \cdot S_k \right\}}, \quad (17)$$

где D_1 – диаметр шкива на валу электродвигателя; D_b – диаметр натяжного ролика.

Полученная система дифференциальных уравнений машинного агрегата является нелинейной.

Выводы.

1. Составлены расчётная схема и математическая модель машинного агрегата с механизмом ускорителя сырцово-камерной пильной волоконной камеры, учитывающая инерционные, упруго-диссипативные свойства элементов, а также переменность передаточного отношения упругой передачи и технологической нагрузки от хлопка-сырца.

2. Решением системы нелинейных и дифференциальных уравнений движения машинного агрегата получены законы движения вала ускорителя и ротора электродвигателя. Установлено, что с увеличением нагрузки от хлопка возрастает размах колебаний угловой скорости ускоряющего валика, а также размах колебаний момента на валу двигателя.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Кожевников С.И. Динамика машин с упругими звеньями. Киев. Изд-во АН УССР, 1961. –160 с.
- [2] Степанов А.Г. Динамика машин. Екатеринбург. УрО РАН, 1999. –302 с.
- [3] Авторское свидетельство № 1243412 (ДСП).
- [4] Мирошниченко Г.И. Основы проектирования машин первичной обработки хлопка. Москва. Машиностроение, 1972, –486 с.
- [5] Джаббаров Г.Д., Болтабаев С.Д., Котов Д.А., Соловьев Н.Д. Первичная обработка хлопка. Москва. Легкая индустрия, 1976, – 430 с.
- [6] Джураев А. Динамика рабочих механизмов хлопкоперерабатывающих машин. Ташкент. Изд-во Фан УзССР, 1984, –168 с.

Дата поступления
10.04.2023

Ахмеджанов Ю.А. Аррали джин доирасидаги пахта хомашёси кичик вали тезлатгичининг ҳаракат тенгламаси.

Аннотация: Ушбу мақолада аррали жиннинг хомашёси валигини айланишини тезлаштирувчи эксцентриситетли тарангловчи роликни тасмалани узатманинг узатиши нисбатини аниқловчи тенгламани келтириб чиқариш келтирилган. Тенгламани келтириб чиқарилиши машина агрегатининг математик модели ва Лагранж II тури асосида тенгламасига асосланган.

Калит сўзлар: аррали джин; динамик модель; эксцентриситет; узатиши нисбати; тарангловчи ролик; кинетик энергия; бурчак тезлик.

Akhmedzhanov Yu.A. Equation of motion of the raw accelerator roller of the saw gining zone.

Abstract: the article contains the formula ratio belt drive transmission with eccentric tensioning Roller blade roller points Accelerator Gina. Formula is based on the compilation of the mathematical model of machine unit with the solution of the differential equation of Lagrange II.

Keywords: the saw gin; the dynamic model; eccentricity ratio; tension pulley; kinetic energy; the angular velocity.

УДК 535.015

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАЧЕСТВА И ДЕГРАДАЦИИ ЦЕМЕНТИРОВАННОЙ МАССЫ НА ОСНОВЕ МЕТОДА СПЕКТРОСКОПИИ

Тураходжаева Ф.Н., Тажибаев И.И.

Институт ионно-плазменных и лазерных технологий, Ташкент, Узбекистан
E-mail: ¹bioinnovation97@gmail.com, ²ilhom.tojiboyev@gmail.com

Аннотация: Бетонные конструкции являются одним из наиболее распространенных и важных элементов инфраструктуры. Однако, они подвержены различным видам деградации, таким как коррозия арматуры, агрессивное воздействие окружающей среды, усталость материала и другие факторы. Определение степени деградации и качества бетонных конструкций является важной задачей для обеспечения их безопасности и долговечности. В данной статье рассматривается метод спектроскопии для определения качества и деградации составляющих бетона, а именно, песка и цемента.

Ключевые слова: спектроскопия; бетон; спектры цемента; деградация долговечность.

Введение. Во всем мире существует проблема срока службы бетоно-конструкционных объектов. При стройке того или иного сооружения, самым актуальным нюансом считается применение качественного строительного материала. Качество материалов играет важную роль в различных отраслях, включая строительство, геологию, а также промышленность. Определение качества и деградации различных материалов является важной задачей для обеспечения безопасности и эффективного использования ресурсов [1]. Для выявления степени прочности и деградации железобетонных изделий по продуктам коррозии

арматуры применяются различные методы. В то время как метод лазерно-искровой эмиссионной спектроскопии применяется при проведении элементного анализа бетона *in situ* [2], то метод спектроскопии рассматривается преимущественным методом при определении наличия примесей в материале бетона [3]. В последние годы методы спектроскопии стали широко применяться для определения качества и деградации различных материалов, включая песок, цемент и другие виды составляющих бетона [4].

Метод спектроскопии является мощным инструментом для анализа состояния материалов [5]. Он основан на изучении взаимодействия света с веществом и позволяет получить информацию о его физических и химических свойствах [6]. Помимо того, что с помощью современных спектральных методов определяются качественный и количественный состав смесей неорганических и органических веществ, на основе данного метода проводится идентификация соединений материалов [7]. В данной статье представлено исследование по использованию метода спектроскопии для определения деградации и качества бетонных конструкций.

Материалы и методы. Для определения качества и деградации песка и цемента был использован метод спектроскопии, т.е. метод исследования взаимодействия света с веществом [8,9]. Спектры цемента и песка были получены с использованием спектроскопии в видимом и инфракрасном диапазонах. Для анализа спектров были использованы методы оптики и флуоресценции. В качестве материала было применено стекло размером 10x10 мм, бесцветный двухсторонний скотч, цементы марки 400, 450, 500, 500+ производителя Карасарай, Ахангаран, Кизылкум и Шаффоф. Был отобран цемент из перечисленных марок и производителей по 10 мг, а также строительный песок сухого и влажного видов по 5 мг, соответственно.

Результаты исследования. Спектры песка и цемента имеют свои характеристики, которые могут быть использованы для определения их качества и деградации. Спектр песка обычно характеризуется наличием пиков, соответствующих минеральным компонентам песка, таким как кварц и глина. Изменения в интенсивности пиков и их форме могут указывать на деградацию песка, такие как загрязнение или изменение размера и формы частиц. С целью определения разности пиков влажного и сухого песка осуществлен спектральный анализ образцов цемента. В качестве материала было применено стекло размером 10x10 мм, на котором был прикреплен прозрачный двухсторонний скотч. Прежде всего, был определен спектр стекла с прозрачным двухсторонним скотчем (рис.1), после чего программа на спектрофотометре была настроена так, чтобы при измерении спектра песка был аннулирован спектр скотча. На рис. 2 показаны спектры образцов песка, а именно влажного и сухого видов песка.

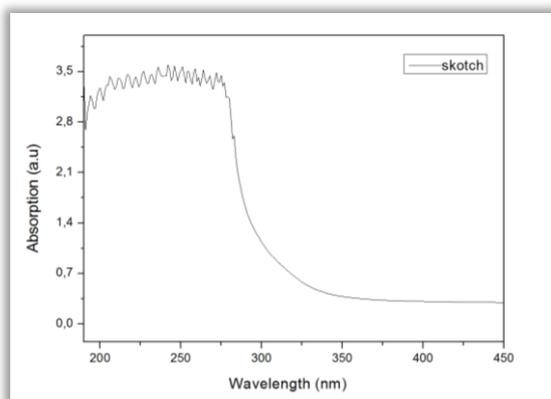


Рис.1. Спектр стекла с прозрачным двухсторонним скотчем

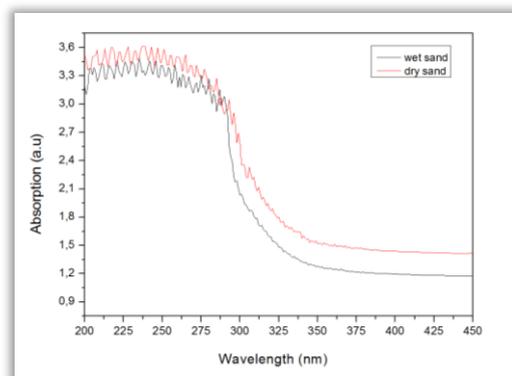


Рис.2. Спектры сухого и влажного песка

По спектральному графику можно увидеть разность между влажным и сухим видами песка и сделать вывод, что пики данных спектров одинаковые, а поглощение варьируется

от 3.1 до 3.5 относительной величины. Начальный рост длин волн спектров обоих образцов приходится к 350 нм, что диапазон частот приравнивает к 650 ТГц.

Спектр цемента обычно характеризуется наличием пиков, соответствующих основным компонентам цемента, таким как трикальций силикат и дикальций силикат. Изменения в интенсивности пиков и их форме могут указывать на деградацию цемента, такую как гидратация или образование нежелательных фаз. На рис. 3 можно увидеть спектр цемента, используемый при строительстве и сравнить со спектрами (рис. 4) из 400, 450, 500, 500+ годовой цементной марки разных производителей, таких как Карасарай, Ахангаран, Кизылкум и Шаффоф.

На основе проведенных экспериментальных данных можно сделать вывод, что у цемента марки 400 и 500+ имеются различные примеси. Доказательством тому является начальный рост спектральных линий в пределах 420 нм (750–760 ТГц), в то время как спектральные линии остальных образцов цемента начинаются с 370 нм (690–700 ТГц).

На основе полученных спектров было проведено определение степени деградации и качества бетонных конструкций. Были выявлены характерные изменения в спектрах цемента и песка, которые связаны с различными видами деградации бетона. Например, изменения в интенсивности и форме спектров могут указывать на наличие коррозии арматуры или агрессивное воздействие окружающей среды.

Для подтверждения полученных результатов были проведены дополнительные эксперименты с использованием других методов анализа, таких как микроскопия и испытания на прочность. Полученные данные были сопоставлены с результатами спектроскопии, что подтвердило эффективность метода для определения деградации и качества бетонных конструкций.

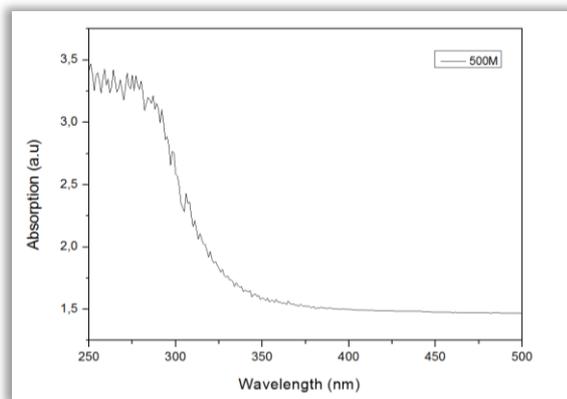


Рис.3. Спектр, часто используемого рыночного цемента марки 500

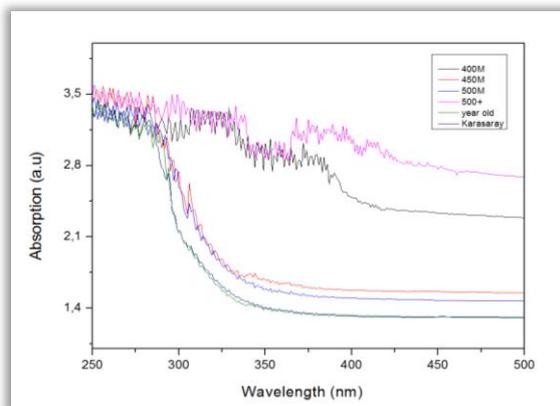


Рис.4. Спектры, часто используемого рыночного цемента разных марок

Обсуждение. Метод спектроскопии позволяет определить качество и деградацию песка и цемента на основе анализа их спектров. Использование спектроскопии позволяет получить количественные данные о составе и структуре материала, что обеспечивает более точное определение его качества и деградации.

Использование метода спектроскопии для определения деградации и качества бетонных конструкций имеет ряд преимуществ. Во-первых, этот метод является неразрушающим, что позволяет проводить анализ без повреждения конструкций [10]. Во-вторых, спектроскопия позволяет получить информацию о состоянии материала на микроуровне, что позволяет обнаружить деградацию на ранней стадии и принять меры по ее устранению [11,12].

Однако необходимо отметить, что метод спектроскопии имеет свои ограничения. Например, он может быть чувствителен к внешним факторам, таким как освещение или

температура [13]. Кроме того, интерпретация спектров может быть сложной задачей, требующей экспертного анализа [14].

Заключение. В данной статье было представлено исследование использования метода спектроскопии для определения деградации и качества бетонных конструкций. Полученные результаты показывают, что спектроскопия является эффективным инструментом для анализа состояния материала. Метод спектроскопии является эффективным инструментом для определения качества и деградации песка и цемента. Использование данного метода позволяет получить количественные данные о составе и структуре материала, что обеспечивает более точное определение его качества и деградации. Однако, необходимо провести дальнейшие исследования для подтверждения этих результатов и определения оптимальных условий применения метода. Дальнейшие исследования могут быть направлены на расширение методологии и анализ других материалов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Smith A., Johnson B.* Spectroscopic analysis of cement. *Journal of Materials Science*. 2000, No. 35(10), pp.2511–2518.
- [2] *Брюхова А.С., Кузнецов А.А., Селиверстова И.В., Попов А.М., Лабутин Т.А., Зоров Н.Б.* Оценка деградации железобетонных изделий по продуктам коррозии арматуры методом лазерно-искровой эмиссионной спектрометрии // Журнал прикладной спектроскопии. 2020, №87(5), С.719–723.
- [3] *Van Der Meer F.D., Van Der Werff H.M.* *Imaging Spectrometry: Basic Principles and Prospective Applications*. Springer, 2011, –425 p.
- [4] *Brown C., White D.* Optical properties of sand for spectroscopic analysis // *Applied Spectroscopy*. 2005, No.59(7), pp. 873-879.
- [5] *Jones R., Green M.* Fluorescence spectroscopy for the analysis of concrete degradation // *Construction and Building Materials*. 2010, No.24(1), pp.154–160.
- [6] <https://chem.spbu.ru/files/Vladimir/Vasiliev/Introduction.pdf>
- [7] *Johnson P., Smith R.* Spectroscopic analysis of concrete degradation // *Cement and Concrete Research*. 2015, No. 75, pp. 112-118.
- [8] *Anderson L., Davis K.* Application of spectroscopy in assessing concrete quality // *Journal of Construction Engineering and Management*. 2018. No.144(10). Pp. 04018103.
- [9] *Bhargava R.* Infrared Spectroscopic Imaging: The Next Generation. *Applied Spectroscopy*, 2012, No. 66(10), pp.1091-120
- [10] *Silverstein R.M., Webster F.X., Kiemle D.J.* *Spectrometric Identification of Organic Compounds*. Wiley, 2005, –550 p.
- [11] *Bhartia R., Clark R.N., Swayze G.A.* et al. Mineral Mapping and Applications of Imaging Spectroscopy // *Journal of Geophysical Research*, 2003.
- [12] *Clark R. N., Swayze G. A., Wise R. A.* et al. USGS Digital Spectral Library: Version 7. U.S. Geological Survey. 2007.
- [13] *Nascimento J.M., Dias J.M.* Vertex Component Analysis: A Fast Algorithm to Unmix Hyperspectral Data. *IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing*. 2005.
- [14] *Tipping R.H., Clark R.N., Calvin W.M.* et al. Reflectance Spectroscopy for Detailed Characterization of Soils // *Journal of Geophysical Research*. 2002.

Дата поступления
11.04.2023

Тураходжаева Ф.Н., Тажобаев И.И. Цемент массасининг сифати ва деградациясини спектроскопия усули асосида аниқлаш.

Аннотация: Бетон конструкциялари инфратузилманинг энг кенг тарқалган ва муҳим элементларидан биридир. Бироқ, улар коррозия, атроф-муҳитнинг салбий таъсири, материалнинг эскириши ва бошқа омиллар каби турли хилдаги деградацияга учрайди. Бетон конструкцияларнинг деградация даражаси ва сифатини аниқлаш уларнинг хавфсизлиги ва мустаҳкамлигини таъминлаш мақсадида муҳим вазифани эгаллайди. Ушбу мақолада бетон таркибий қисмларнинг, яъни қум ва цементнинг сифати ва деградациясини аниқлашнинг спектроскопия усули ёритиб берилди.

Калим сўзлар: спектроскопия, бетон, цемент спектрлари, деградация, чидамийлик.

Turakhodjaeva F.N., Tajibaev I.I. Determination of the quality and degradation of the cemented mass based on the spectroscopy method

Abstract: Concrete structures are one of the most widespread and essential elements of infrastructure. However, they are subject to various types of degradation, such as reinforcement corrosion, aggressive environmental influences, material tiredness and other factors. Determining the degree of degradation and quality of concrete structures is an important task to ensure their safety and durability. The given information discusses the spectroscopy method for determining the quality and degradation of concrete components, namely, sand and cement.

Keywords: spectroscopy, concrete, cement spectrum, degradation, durability.

РАЗРАБОТКА КОНСТРУКЦИИ ЭФФЕКТИВНОГО ВИНТОВОГО КОНВЕЙЕРА, ТРАНСПОРТИРУЮЩЕГО И ОЧИЩАЮЩЕГО ХЛОПОК, И ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВИНТА

Юлдашев К.К., Тешабоев О.А., Низомов Т.И.

Андижанский машиностроительный институт, Андижан, Узбекистан

E mail: masterlevelteshaboyev@mail.ru

Аннотация: В статье представлены результаты разработки конструкции эффективного винтового конвейера, транспортирующего и очищающего хлопок, а также обоснование параметров его винта. Построены характеристики взаимодействия с транспортируемой частью хлопка при движении винта конвейера, графики связи. На основе анализа графиков параметров определены значения угла наклона винта, обеспечивающие достаточную эффективность очистки и высокую производительность.

Ключевые слова: винтовой конвейер, угол подъема, диаметр, угловая скорость, сетчатая поверхность, инерция, транспортировка.

Введение. Известен винтовой конвейер, содержащий неподвижный желоб, нижняя часть которого имеет форму полуцилиндра, закрытого сверху крышкой, и установленный внутри желоба по его оси приводной винт в подшипниках, закрепленных на желобе. Нижняя рабочая часть желоба выполнена в виде сетчатой поверхности. Перемещение груза по желобу осуществляется витками вращающегося винта [1].

Недостатком этой конструкции винтового конвейера является высокий расход энергии и возможность забоя груза в желобе при увеличенной подаче материала.

Другой известный конвейер содержит желоб, нижняя часть которого имеет форму полуцилиндра, закрытого сверху крышкой. К желобу в нижней цилиндрической части прикреплены кольцевые бандажи, посредством которых желоб установлен на роликах с возможностью колебания желоба вокруг своей оси. Ролики упираются в торцевые плоскости кольцевого бандажа на желобе. Желоб для возможности колебания подвешен на подшипниках на валу винта. Крышка имеет в левой части входное отверстие, а желоб имеет в правой части выходное отверстие [2].

Недостатком данной конструкции является невозможность удаления из общей массы транспортируемых семян хлопка сорных примесей, выделяемых в результате винтового движения. Вследствие этого, выделенные сорные примеси попадают в технологическую машину – линтер и сильно загрязняют получаемый продукт – хлопок (линт).

В следующей известной конструкции винтового конвейера, содержится желоб с нижней полуцилиндрической частью, установленной с возможностью колебания вокруг своей оси, а также винт, установленный внутри желоба по его оси в подшипниках, в нижней полуцилиндрической части желоба выполнены отверстия [3]. Недостатком данной конструкции является недостаточное транспортирование сыпучего материала (хлопка, волокнистых отходов) из-за значительного торможения материала за счет его взаимодействия с кромками отверстий и недостаточного трения между поверхностью витков винта и транспортируемым хлопком.

В винтовом конвейере, содержащем желоб с нижней полуцилиндрической частью и установленной сверху крышкой, внутри желоба по его оси установлен приводной винт с криволинейной рабочей поверхностью, при этом криволинейная рабочая поверхность витков винта выполнена зигзагообразной формы, причем высота треугольных выступов составляет от 4.0 до 7.0 мм [4]. Недостатком данной конструкции является низкий эффект выделения и отвода сорных примесей из хлопка.

Следует отметить, что в существующих винтовых конвейерах при транспортировке волокнистых материалов, особенно хлопковых из-за недостаточного разрыхления материала происходит низкое выделение сора. Кроме того, из-за недостаточного трения между винтовой поверхностью и волокнистым материалом происходит отставание их при транспортировке, что приводит к дополнительным механическим повреждениям волокнистого

материала (хлопка и его отходов). Взаимодействие винтовой поверхности на волокнистый материал происходит монотонно в одном направлении, с постоянной движущейся силой, что не обеспечивает эффективность его очистки. Конструкция сетчатой поверхности не обеспечивает интенсивное выпадение через неё выделенных сорных примесей.

Разработка эффективной конструктивной схемы винтового конвейера. Для обеспечения необходимого разрыхления транспортируемого волокнистого материала и равномерности его очистки, а также интенсивного отвода сора через сетчатую поверхность усовершенствована конструкция винтового конвейера за счет увеличения площади контакта, увеличения силы трения, а также изменения значений направления силы взаимодействия винта с транспортируемым материалом по всей длине винтового конвейера по вибрирующей сетчатой поверхности.

Сущность конструкции заключается в том, что винтовой конвейер содержит неподвижный желоб, нижняя часть которого имеет форму полуцилиндра, закрытого сверху крышкой, и установленный внутри желоба по его оси приводной винт в подшипниках, закрепленных на желобе. Нижняя рабочая часть желоба выполнена в виде сетчатой поверхности. Перемещение груза по желобу осуществляется витками вращающегося винта, рабочая поверхность витков винта может быть выполнена волнистой. Нижняя часть желоба прикреплена к верхней части посредством резиновых прокладок (амортизаторов) и по длине разделена на три части, причем толщина резиновых амортизаторов выполнена уменьшающейся по ходу движения транспортируемого материала, отверстия сетчатых поверхностей выполнены криволинейными и установлены перпендикулярно образующих винта. При этом радиусы кривизны отверстий выполнены увеличивающимися по ходу протаскивания материала по длине винта.

Следует отметить, что в начальной зоне винта хлопок (линт) будет менее разрыхленным, а в конце более разрыхленным. Поэтому вибрация сетчатой поверхности в первой зоне будет максимальной за счет большей толщины резинового амортизатора (до 5.0 мм), а в третьей выходной зоне с минимальной амплитудой (толщина резинового амортизатора 3.0 мм). Радиусы кривизны отверстий сетки в первой зоне выполнены с увеличенной площадью для отвода большого количества сора, а в выходной зоне площадь отверстий уменьшается, что позволяет отвести оставшийся сор.

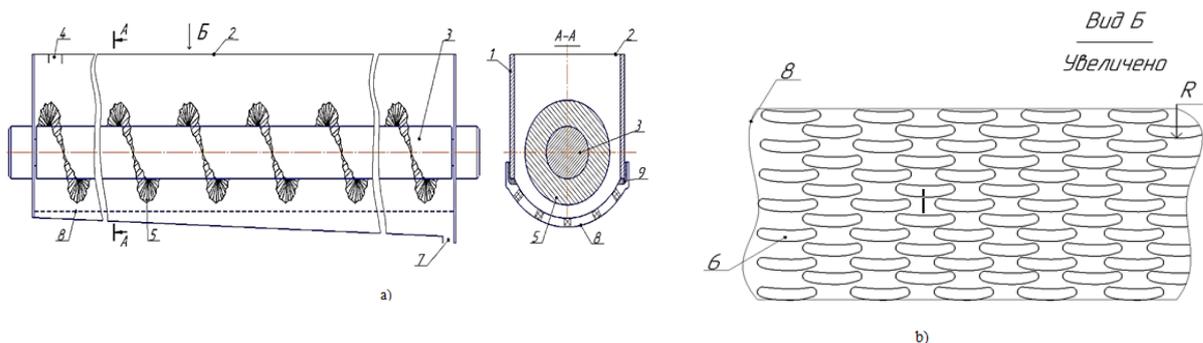


Рис.1. Винтовой конвейер: а – вид винта, б – сетчатая поверхность

Винтовой конвейер содержит желоб 1, нижняя часть которого имеет форму полуцилиндра, закрытого сверху крышкой 2. Внутри желоба 1 по его оси расположен винт 3. Сверху желоба 1 имеется входное отверстие 4, а на конце, внизу, имеется выходное отверстие 7. Нижняя рабочая часть желоба 1 выполнена в виде сетчатой поверхности 8. Рабочая поверхность винта (витка) 3 может быть выполнена волнистой формы 5. Нижняя часть 8 желоба выполнена в виде сетчатой поверхности с криволинейными отверстиями 6 и прикреплена к желобу 1 посредством резиновых прокладок (амортизаторов) 10. При этом сетчатая поверхность 8 разделена на три равные части по длине винта 3, а толщина резиновых прокладок 9 выполнена уменьшающейся по ходу транспортирования материала. Радиусы

кривизны R отверстий 6 выполнены увеличивающимся по ходу транспортирования материала.

Конструкция работает следующим образом. Волокнистый материал (хлопок-сырец, волокнистые отходы) подается в желоб 1 через входное отверстие 4 в крышке 2 и при вращении винта 3 продвигается скольжением вдоль желоба 1 по волнообразной рабочей поверхности 5 вращающегося винта 3 к выходному отверстию 8. Волнистая поверхность 5 рабочих поверхностей винта 3 воздействует на семена и летучки хлопка (линта) с различной по величине и направлению силой, что приводит к дополнительному разрыхлению хлопка и способствует эффективному выделению сора из волокнистого материала (хлопка). Сорные примеси, выделенные из волокнистого материала, выпадают через отверстия 6 сетчатой поверхности 8 желоба 1 и отводятся в самоотвод через отверстие 7.

В первой из трех зон по длине винтового конвейера сетчатая поверхность 8 будет совершать сложные колебания с большой амплитудой за счет большой толщины резиновой прокладки (амортизатора) 9. Это позволяет интенсивнее разрыхлить и выделить сор из транспортируемого хлопка (линта). В конце конвейера, в третьей зоне резиновая прокладка 9 с меньшей толщиной приводит к колебаниям сетки 8 с меньшей амплитудой. Это способствует выделению оставшихся сорных примесей из более разрыхленного хлопка. Кроме того, выполнение отверстий 6 сетки 8 криволинейной формы с уваливающимся радиусом R по ходу транспортирования, перпендикулярное расположение отверстия 6 к образующей винта 5 приводит к дополнительному выделению сора из хлопка.

Анализ движения кома хлопка на сетчатой поверхности по винтовой поверхности.

Для эффективного отделения отходов от комков хлопка в предлагаемом конвейере, а также для очистки и транспортировки комков хлопка, отверстия на сетчатой поверхности выполнены криволинейными и равными углу винтовых поверхностей. Важно определить закон движения при взаимодействии хлопка с поверхностью винта и обосновать угол подъема винта.

На рис. 2 представлена схема расчета удара винта по хлопку. Исходя из расчетной схемы, на хлопок при транспортировке и очистке действуют следующие силы: \bar{G} – сила тяжести; \bar{R} – сила реакции поверхности винта на ватный диск; \bar{F}_x – сила влияния воздушного потока; \bar{F}_k – сила Кориолиса; $\bar{F}_{м.ц}$ – центробежная сила; $\bar{F}_{ив}$ – сила трения между хлопком и поверхностью винта; $\bar{F}_{ит}$ – сила трения хлопка с сетчатой поверхностью; $\bar{F}_и$ – сила инерции.

Движение хлопка по поверхности винта конвейера в зоне транспортирования и очистки по осям «X» и «Y» определяли с помощью уравнения Лагранжа второго порядка [5,6]:

$$\begin{aligned} m_n \ddot{X} &= F_{ув} - F_{кор} \sin \beta - F_{ум} \cos \alpha \\ m_n \ddot{y} &= F_{уп} - F_x - F_{кор} \cos \beta - F_{ум} \sin \alpha - R \end{aligned} \quad (1)$$

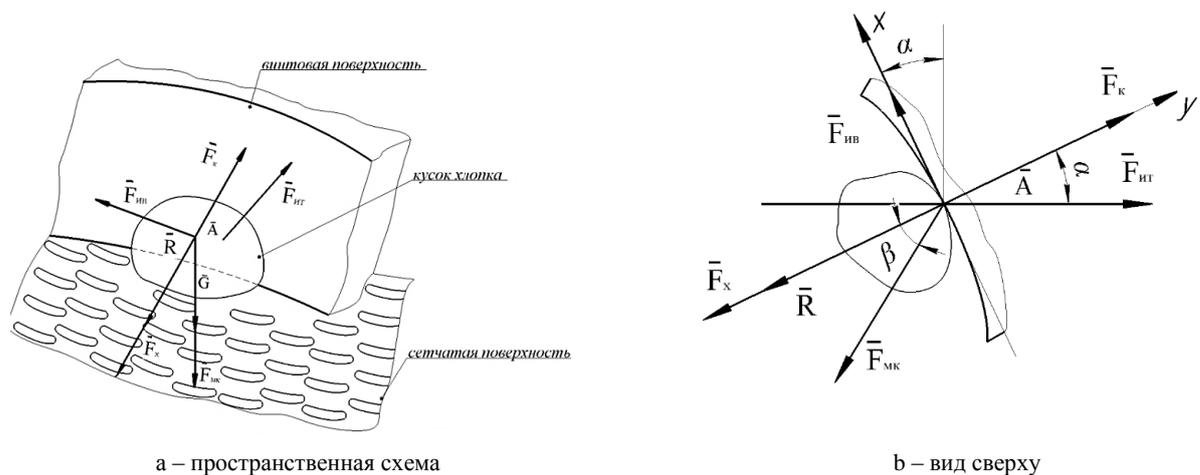
где m_n – масса хлопка; β – угол, образующий вектор центробежной силы с осью «X».

Если принять силу трения хлопка с поверхностью винта, равной $F_{уп} = f_e R$, а движение хлопка по оси y равно нулю, то получится следующее дифференциальное уравнение:

$$m_n \ddot{X} = m_n \omega_B^2 R_e \sin \beta + f_e F_{кор} - f_e K V_x^2 - f_b m_n \omega_B^2 R_e \cos \beta - f_e f_m m_n g \sin \alpha - f_t m_n g \cos \alpha \quad (2)$$

Здесь ω_B – угловая скорость винта конвейера; R_e – радиус винта; f_e , f_m – коэффициенты трения хлопка с винтовой и сетчатой поверхностью; V_x – расход воздуха; g – ускорение свободного падения.

Хлопок имеет пять степеней свободы при очистке и транспортировке по конвейерной ленте [7]. В этом случае хлопок не перемещается только в направлении, перпендикулярном поверхности сетки. Для уменьшения спутывания и повреждения его волокон при движении хлопчатобумажной ткани оптимальное значение угла α находится в мгновенном движении, т.е. $t \rightarrow 0$, когда $\dot{X} = 0$; $\ddot{X} = 0$. Используя это условие, можно будет определить угол подъема винта конвейера, то есть угол удара хлопкового кома [7,8].



а – пространственная схема
 б – вид сверху
 Рис. 2. Расчетная схема, изображающая векторы сил, действующих на ком хлопка конвейерным винтом

В этом случае из (2) следует выражение:

$$f_e F_{кор} - m_n \omega_B^2 R_e \sin \beta - f_e K V_x^2 - f_e m_n \omega_B^2 R_e \cos \beta - f_e f_m m_n g \sin \alpha - f_m m_n g \cos \alpha = 0 \quad (3)$$

Известно, что ком хлопка не должен скользить, когда он удерживается на поверхности винта и перемещается по поверхности сетки. При этом на поверхности винта остается комок хлопка. Считается, что $f_B = 1,0$, чтобы комок хлопка (линт) не скользил по поверхности винта. Согласно тригонометрическим соотношениям [9,10]:

$$\sin \alpha + \cos \alpha = \sqrt{2} \cos \left(\frac{\pi}{4} - \alpha \right) \quad (4)$$

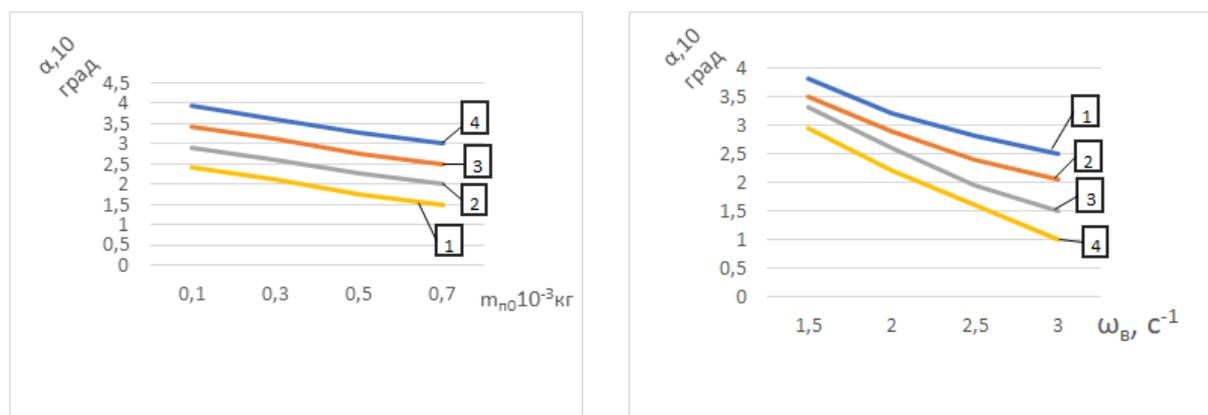
В этом случае составим формулу для определения угла возвышения винта:

$$\alpha \leq \frac{\pi}{4} - A, \quad A = \arccos \left[\frac{f_e F_{кор} - f_e K V_x^2 - f_e m_n \omega_B^2 R_e \cos \beta - m_n \omega_B^2 R_e \sin \beta}{\sqrt{2} f_B f_r m_n g} \right] \quad (5)$$

Анализ результатов и численное решение задачи. Численное решение выражения (5) для определения угла подъема винта конвейера проводилось при следующих начальных значениях параметров [11,12]:

$$m_n = (0,15 \div 0,85) 10^{-3} \text{ кг}; f_e = (0,3 \div 1,0); f_m = (0,2 \div 0,4); \omega_B = (3,0 \div 4,0) \text{ с}^{-1}; g = 9,8 \text{ м/с}^2; \\ R_e = 0,15 \text{ м}; t_B = 0,21 \text{ м}; \alpha_{e0} = 30^\circ; \beta = (25^\circ \div 35^\circ); V_x = (0,45 \div 1,2) \text{ м/с}; K = (0,2 \div 0,3)$$

Численное решение для определения угла подъема винта конвейера выполнялось с помощью программы Рунге-Кутты на ЭВМ. В результате были получены параметры системы и диаметр винта, угловая скорость, коэффициенты трения хлопка о поверхность винта и сетчатую поверхность, масса хлопка, влияние скорости воздушного потока на угол шага винта. В частности, на рис. 3 представлены графики изменения угла подъема винта конвейера в зависимости от массы хлопчатобумажного кома и диаметра винта. Известно, что увеличение массы хлопка затрудняет его транспортировку. При этом необходимо достаточно уменьшить угол подъема винта. Согласно анализу полученных законов связи, при увеличении массы хлопкового тампона с $0,15 \cdot 10^{-3}$ кг до $0,8 \cdot 10^{-3}$ кг и $R_B = 0,2$ м угол подъема винта конвейера уменьшается с $21,8^\circ$ до $13,1^\circ$ в нелинейной связи. Однако при массе кома хлопка $R_e = 0,11$ м влияние на угол « α » увеличивается почти параллельно, и видно, что он уменьшается с $36,7^\circ$ до $24,9^\circ$ (рис. 3, график 4). Поэтому, чем качественнее хлопок, тем выше должен быть угол наклона винта при его транспортировке.



а
 1 – $R_s=0,2\text{м}$; 2 – $R_s=0,17\text{м}$;
 3 – $R_s=0,14\text{м}$; 4 – $R_s=0,11\text{м}$;

б
 1 – $m_n=1,15\cdot 10^{-3}\text{кг}$; 2 – $m_n=0,3\cdot 10^{-3}\text{кг}$;
 3 – $m_n=0,45\cdot 10^{-3}\text{кг}$; 4 – $m_n=0,62\cdot 10^{-3}\text{кг}$

Рис. 3. А – графики зависимости изменения угла подъема винта конвейера от массы кома хлопка (линта) и диаметра винта; б – зависимость между изменением угла подъема винта конвейера и изменением угловой скорости винта

На основании анализа графиков при увеличении значений угловой скорости винта от $1,8\text{с}^{-1}$ до $3,5\text{с}^{-1}$ и значения $m_p = 0,62\cdot 10^{-3}\text{кг}$ подъема винта угол α линейно уменьшается с $28,1^\circ$ до $12,1^\circ$. Соответственно, при уменьшении значений ω_v до $3,5\text{с}^{-1}$ и массе хлопка (линта) $0,15\cdot 10^{-3}\text{кг}$ угол подъема винта транспортера уменьшается с $32,2^\circ$ до $25,3^\circ$ в нерабочем состоянии. Следовательно, высокая угловая скорость вала винта приводит к увеличению производительности. В этом случае требуется, чтобы комки хлопка были достаточно измельчены. Рекомендуемые значения: $\omega_v=(2,7\div 3,2)\text{с}^{-1}$, $m_n\leq(0,15\div 3,2)\cdot 10^{-3}\text{кг}$ и углом подъема винта конвейера в пределах ($28^\circ\div 30^\circ$).

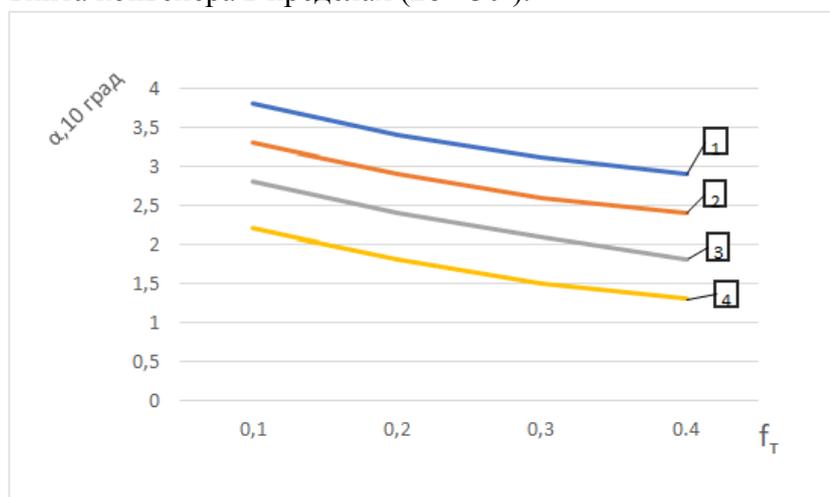


Рис. 4. Графики зависимости изменения угла подъема винта конвейера от коэффициента трения комка хлопка с сетчатой поверхностью и изменения радиуса винта. 1 – $R_s=0,2\text{м}$; 2 – $R_s=0,17\text{м}$; 3 – $R_s=0,14\text{м}$; 4 – $R_s=0,11\text{м}$

На рис.4 представлены графики зависимости изменения угла подъема винта конвейера от коэффициента трения комка хлопка с сетчатой поверхностью и изменения радиуса винта. Выше при определении угла подъема винта хлопок транспортируется без проскальзывания по поверхности винта, т.е. коэффициент трения принимается условно равным единице. Но в процессе транспортировки и очистки хлопка важно изменение коэффициента трения с поверхности сетки с криволинейным профилем. При увеличении коэффициента трения от 0,15 до 0,4 угол подъема винта конвейера « α » нелинейно уменьшается с 34° до $27,6^\circ$ при значениях $R_s=0,2\text{ м}$, при уменьшении радиуса шнека до 0,19 м значения угла « α » уменьшаются с $17,3^\circ$ до $13,4^\circ$. Поэтому для увеличения значений f_m отверстия криволинейной формы делают перпендикулярно направлению движения

комочков хлопка. Рекомендуемые значения: $f_m \geq (0.5 \div 0.35)$; при $R_e = (0.17 \div 0.2) \text{ м}$ обеспечивается значение α ($28^\circ \div 36^\circ$).

Вывод. Разработана новая улучшенная конструкция винтового конвейера для транспортирования и очистки хлопка, исходя из значений параметров винта.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Спиваковский А.О., Дьячков В.К. Транспортирующие машины. Изд. 2-е перераб. И доп. Москва. Машиностроение, 1968, –356 с.
- [2] Шукуров М.М. и др. Патент РУз. Винтовой конвейер. IAP 032701. 2007. Бюл. №2.
- [3] Абдугафаров Х.Ж. и др. Патент РУз. Винтовой конвейер. FAP №01141. 2016. Бюл. №10.
- [4] Джуряев А. И др. Винтовой конвейер. Патент IAP 06472. 2021. Бюл. №5.
- [5] Djuraev A., Yuldashev K. Scientific basis of improvement of screw conveyor design of technological machines. Namangan. Uzb “Usman Nasir media”, 2022, –140 p.
- [6] Djuraev A. Dynamics of working mechanisms of cotton-processing machines. Tashkent.Fan, 1987, 168 p.
- [7] Yunusov S.Z, Khaidarov A., Bobomurodov T.G. Machine unit with the mechanism of a composite cylinder of technological machines / Theory of machines and working process MNPK. 2013. Pp. 26-7
- [8] Mansurova M.A., Madrakhimov Sh., Umarova Z.M. Analysis of the influence of the lengths of the coupler and rocker arm links on the position of the flat four-link mechanism // Theory of mechanism and machines. 2016, No.14.1(2), pp 21-9
- [9] Dzshuraev A., Zukhriddinov A., Mukhammedjonova S., Mavlonova I., Tursunova G. Dynamics of machine aggregates with mechanisms of working bodies for cleaning cotton from fine impurities // Solid State technology. Blind Peer Review Referred Journal. 2020, No.63(6), pp. 169-81
- [10] Dzuraev A., Sayitkulov S., Bozorov B. Investigation of working bodies of cotton cleaning machine // Modern Innovation, System and Technologies. 2021, 1(4).
- [11] Djurayev A., Yuldashev K., Teshaboyev O. Results of experimental determination of torque moments and noise on fluff transporter and cleaner screw conveyor shafts // Technical science and innovation journal. 2022, No.3, p. 188
- [12] Djurayev A, Yuldashev K., Teshaboyev O. Determination of radial speed in screw conveyor shafts based on experimental research // Scientific Journal Research and education. 2022, Vol.1, Issue 8, p. 192.

Дата поступления
05.02.2023

Юлдашев К.К., Тешабоев О.А., Низомов Т.И. Пахтани тащувчи ва тозаловчи самарали винтли конвейер конструкциясини ишлаб чиқиш, винт параметрларини асослаш.

Аннотация: Мақолада пахтани тащувчи ва тозаловчи самарали винтли конвейер конструкциясини ишлаб чиқиш, винт параметрларини асослаш натижалари келтирилган. Конвейер винти харакатида транспортировка қилинаётган пахта бўлаги билан таъсирлашув хусусиятлари, боғланиш графиклари қурилган. Параметрларнинг боғланиш графиклари тахлиларига асосан, етарли даражада тозалаш самараси ва юқори иш унумини таъминлайдиган винтнинг қўтарилиш бурчаги қийматлари аниқланган.

Калит сўзлар: Винтли конвейер, қўтарилиш бурчаги, диаметр, бурчак тезлик, тўрли юза, инерция, транспортировка.

Yuldashev K.K., Teshaboev O.A., Nizomov T.I. Development of the design of an effective screw conveyor for transporting and clearing cotton, justification of screw parameters.

Abstract: In this article, presents the results of the development of the design of an effective e screw conveyor for transporting and cleaning cotton, and the justification of the screw parameters are presented. Characteristics of interaction with the transported part of the cotton during the movement of the conveyor screw, communication graphs were built. Based on the analysis of the parameter graphs, the values of the propeller inclination angle were determined, which provide sufficient cleaning efficiency and high productivity.

Keywords: Screw conveyer, elevation angle, diameter, radial velocity, mesh surface, inertia, transportation.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА СОЛНЕЧНОЙ СУШКИ ВИНОГРАДА В УСТАНОВКАХ КОСВЕННОГО ТИПА С ЕСТЕСТВЕННОЙ КОНВЕКЦИЕЙ ВОЗДУХА

Мирзаев Ш.М., Жумаев Ж., Ибрагимов С.С.

*Бухарский государственный университет, Бухоро, Узбекистан
E mail: salim.ibragimov.89@mail.ru*

Аннотация: В работе математически моделируется процесс естественной конвекции сушильного аппарата непрямого типа для накопления и абсорбирования тепла, с использованием воды. В качестве исходных данных используются данные из эксперимента, который провели авторы работы. Для математической модели применяются уравнения Рейнольдса и уравнения распределения температуры при учете гипотезы Буссинеска. В работе для разностной аппроксимации исходных уравнений применен метод контрольного объема SIMPLE. Определены изолинии поля температуры и скоростей в сушильной камере. Моделированием показано, что распределение температуры по объему камеры почти одинаковое. Выявлено, что при таком режиме скорость в камере сохраняется почти одинаковой, максимальная скорость достигается в точке выхода из сушилки и составляет 0,01-0,02 м/с.

Ключевые слова: сушилка; естественная конвекция; нагреватели; сушка винограда; воздух; сушильная камера; процесс сушки.

Введение. Республика Узбекистан является крупным производителем сельскохозяйственной продукции, и поэтому в стране особое внимание уделяется глубокой её переработке.

Согласно Постановлению Президента Республики Узбекистан за № ПП-4406 от 29 июля 2019 г. «О дополнительных мерах по глубокой переработке сельскохозяйственной продукции и дальнейшему развитию пищевой промышленности» предусмотрено развитие пищевой отрасли, в частности глубокая переработка сырья с привлечением кооперативов, дехканских (крестьянских) хозяйств, фермеров и малых предприятий [1]. При этом важнейшей задачей переработки растительного сырья является увеличение выхода готовой продукции с сохранением полезных веществ.

Одним из методов долгого сохранения продукта с его полезными веществами является сушка. Солнечная сушка считается традиционным методом и уже много лет используется многими хозяйствами в развивающихся и развитых странах в качестве метода сохранения пищевых продуктов. В непрямых солнечных сушилках используют замкнутое пространство, в котором находится пищевой продукт.

Солнечные сушилки непрямого типа подразделяются на сушилки с естественной конвекцией (пассивный тип) и с принудительной конвекцией (активный тип). Солнечные сушилки с естественной конвекцией просты в изготовлении и отличаются низкой стоимостью. Моделированию солнечных систем различного назначения посвящены многие работы [2,3,4,5].

Исследование авторов [3] сосредоточено на анализе температурного профиля, характеристиках теплообмена и теплового КПД плоского солнечного коллектора (ПСКК) при различных массовых расходах воздуха. Также с помощью многофакторного анализа исследования были установлены связи между другими переменными тепловыми характеристиками.

Эксперименты проводились в разгрузочном режиме и на открытом воздухе в условиях естественной и принудительной конвекции воздуха в коллекторе солнечной сушилки.

Анализ основных параметрических составляющих позволил визуализировать связь между интенсивностью солнечного излучения, температурой в различных элементах водоема, коэффициентами теплопередачи, тепловой эффективностью и временем суток. Результаты показывают, что полезный приток тепла, коэффициент теплоотдачи воздуха и тепловой КПД коллектора не сильно зависят от интенсивности солнечного излучения.

В работе [4] разработана солнечная сушилка с естественной конвекцией непрямого типа. Здесь воздушнонагреватель сконструирован таким образом, чтобы иметь возможность

вставлять различные материалы для хранения под абсорбирующую пластину для улучшения процесса сушки. В качестве материала для хранения тепла использован песок. Таким образом накопление и хранение тепла сократило процесс сушки на 12 суток.

В работе [5] разработана солнечная сушилка с непрямой принудительной конвекцией, оснащенная чувствительным теплоаккумулирующим материалом. Пришли к выводу, что сушилка, интегрированная с теплоаккумулирующим материалом, позволяет поддерживать постоянную температуру воздуха внутри сушилки. Оптимальным для сохранения полезных веществ является закрытая форма устройства. Для того, чтобы сушить продукт в закрытом устройстве, надо подвести к нему теплый воздух.

Имеется несколько типов солнечных сушилок, которые применяются в настоящее время. В одних устройствах подвод теплого воздуха осуществляется через солнечные коллекторы [6], где в качестве аккумулятора тепла используются камни. Изучая возможности водонагревательных установок, пришли к выводу, что поток теплого воздуха можно получить и при естественном солнечном водонагревателе.

Солнечная конвекционная сушилка с водонагревателем была изготовлена и установлена нами в научной лаборатории кафедры «Гелиофизика и возобновляемые источники энергии» Бухарского государственного университета, г.Бухара, Республика Узбекистан. При этом размеры данной сушилки подобраны из соображения, чтобы габариты её были небольшими, и её можно было бы легко транспортировать. Для того, чтобы теоретически исследовать процесс внутри сушильного аппарата, была составлена математическая модель.

Экспериментальная часть. Общий вид с размерами и точками такого устройства приведен на рис.1, а его общая схема и вид устройства приведены на рис. 2.

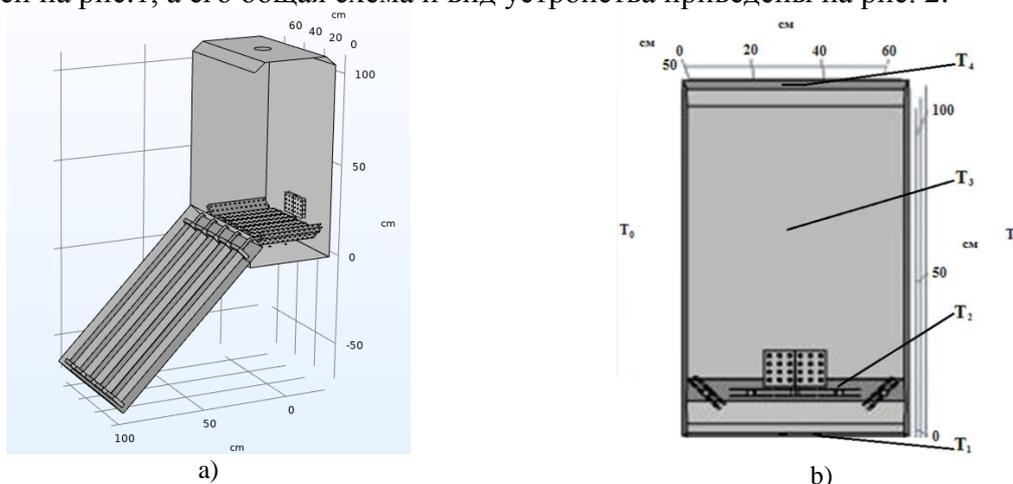


Рис. 1. Общий вид солнечной сушилки: а) внутренний вид, б) точки взятия эксперимента

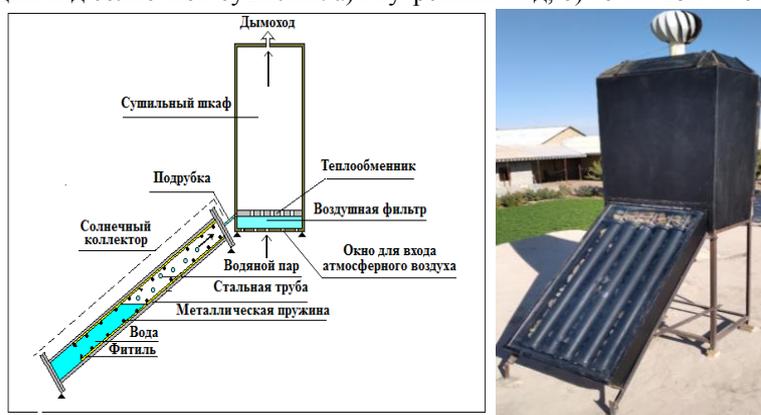


Рис. 2. Схема и вид солнечной сушилки

Представленная тепловая труба (ТТ) представляет собой противоточную герметическую систему, которая состоит из стальной трубы (один конец системы) и плоского металлического теплообменника (второй конец системы). В полости трубы находится вода в объеме 1/3 или 2/3, фитиль изготовлен из трикотажного материала, для укрепления фитиля вдоль внутренней стенки трубы установлена пружина из металлической проволоки. Один конец ТТ системы (нагреватель) окружен плоским солнечным коллектором, в котором тепло изолировано от окружающей среды. Этот конец системы ТТ нагревается солнечной радиацией, т.е. солнечная радиация, проходя через поверхность прозрачной поверхности (крышки) солнечного коллектора, падает на наружную поверхность стальной трубы, нагревает воду внутри ТТ и вызывает испарение воды. Водяной пар, проходя через подрубки, поступает в противоположный конец (второй конец) системы ТТ. Второй конец состоит из металлического плоского теплообменника, который имеет низкую температуру, что вызывает конденсацию

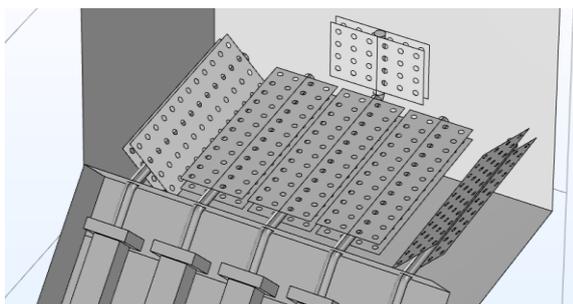


Рис. 3. Пластины для равномерного нагревания

водяных паров, сопровождающуюся выделением тепла. Второй конец системы ТТ установлен внутри сушильной камеры. Для того, чтобы нагревание сушильной камеры было равномерным, ставится перфорированная пластина (рис. 3).

Таким образом из-за разности плотностей внутри сушильной камеры возникает тепловой поток. Был проведен эксперимент процесса нагрева в течение летнего дня в коллекторе, сушильной камере без пищевых продуктов. Для получения экспериментальных данных выбраны определенные точки в устройстве (рис.1, b), численные значения которых приведены в таблице. Имея в виду эти данные, для того, чтобы понять процесс конвекции внутри закрытой области, произведено численное моделирование.

Экспериментально измеренные данные температуры

Время	T ₁ (°C)	T ₂ (°C)	T ₃ (°C)	T ₄ (°C)	T ₀ (°C)
10:00	38.81	45.38	41.69	40.81	36.3
11:00	39.13	47.94	43.94	42.19	36.6
12:00	39.44	49.06	44.56	42.56	37.2
13:00	40.31	51.25	46.56	44.06	37.8
14:00	40.63	51.44	48.56	43.19	37.2
15:00	40	52.75	47.81	44.5	37.8
16:00	44	56	52	46.81	41
17:00	45.69	55.19	52.56	47.81	41.12
18:00	40.63	50.06	47.69	42.13	39.98
19:00	38.06	42.63	41.63	37.06	37.11
7:00	22.31	27.5	23.75	22.75	22.12

Метод решения. Как видно из рис.1, сушильная камера закрытая, для выхода воздуха в середине верхней крышки прорезана круглая дыра размером 0.1 м². При нагревании снизу в камере возникают вихри, может появиться турбулентный режим течения. Оцениваем режим течения вычислением числа Грасгофа:

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu^2_m}$$

Вычислим его в следующих исходных данных:

g – ускорение свободного падения на поверхности Земли $g = 9.8 \frac{M}{c^2}$;

L – определяющий характерный линейный размер поверхности теплообмена, 1 м;

T_h – температура поверхности теплообмена, 55°C;

T_0 – температура окружающей среды, 30°;

ν_m – коэффициент кинематической вязкости, $\nu = 16 \cdot 10^{-6} \frac{M^2}{c}$;

β – температурный коэффициент объёмного расширения для воздуха, при не слишком большом постоянном давлении, $4.58 \cdot 10^{-3} K^{-1}$ (при температуре 40 – 60°C);

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu_m^2} = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_h - T_0) \cdot L^3}{\nu_m^2} = 3,6 \cdot 10^9 \quad (1)$$

Рассуждения по поводу того, когда конвективное течение переходит в турбулентное, различаются. Например, по данным авторов [7] при $Gr \cdot Pr > 10^9$ течение газа принимают турбулентным. В нашем случае, если число Прандтля принимать равным $Pr = 0.7$, тогда получим $Pr \cdot Gr = 2.1 \cdot 10^9$. Таким образом, это число больше критического значения, приведенного в [7], поэтому можно вычислять и турбулентные напряжения. Если судить по числу Рейнольдса, внутри сушилки скорость примерно равна 0.02 м/с, а характерный размер сушилки 1 м, тогда при этих данных число Рейнольдса равно

$$Re = \frac{0,02 \cdot 1}{0,16 \cdot 10^{-6}} = 1250$$

Отсюда тоже можно сделать вывод о том, что в отдельных частях сушильной камеры могут возникать турбулентные напряжения.

Турбулентное течение можно представить, как совокупность вихрей, вращающихся в разных направлениях и в разных плоскостях. Крупные сгустки превращаются в мелкие сгустки, а малые сгустки, т.е. сгустки, размер которых немного превышает длину свободного пробега молекулы, преобразуют свою энергию в вязкостную тепловую энергию. Первоначально этот процесс был разработан А.Н.Колмогоровым и назван энергетическим каскадом.

С учетом упомянутой выше корреляции между ламинарным и турбулентными движениями воздуха была разработана математическая модель прямой зависимости продольного распределения температуры от скорости воздуха в воздуховодах солнечного воздухоборника с заглубленными воздуховодами.

С учетом вышесказанного, уравнения Рейнольдса и уравнения распределения температуры, при учете гипотезы Буссинеска, могут быть записаны следующим образом [7, 8, 9, 10]:

$$\begin{cases} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = - \frac{\partial \bar{p}}{\rho \partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\nu + \nu_t) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) + g \beta (\bar{T} - \bar{T}_0), \\ \frac{\partial \bar{T}}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\kappa + \kappa_t) \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} \right) \\ \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_j} = 0, \quad (i, j = 1, 2, 3). \end{cases} \quad (2)$$

Здесь \bar{u}_i – продольные и поперечные составляющие скорости воздушного потока; \bar{p} – гидростатическое давление; \bar{T} – температура; g – ускорение свободного падения; β – термический коэффициент объемного расширения; ν , ν_t – ламинарное и турбулентное составляющие вязкости; $\kappa = \frac{\nu}{Pr}$, $\kappa_t = \frac{\nu_t}{Pr_t}$, где Pr, Pr_t – числа Прандтля для ламинарного и турбулентного режимов течения.

В приведенном выше уравнении Рейнольдса образуются неизвестные члены, называемые напряжениями Рейнольдса. В настоящее время существует множество различных полуэмпирических моделей для определения напряжений Рейнольдса.

Модель Спаларта-Аллмараса. Модель Спаларта-Аллмараса была разработана специально для аэрокосмических приложений, включающих потоки, ограниченные стенками, и было показано, что она дает хорошие результаты для пограничных слоев, даже подверженных отрицательным градиентам давления [11].

В нашей работе для определения турбулентной вязкости была использована модель Спаларта-Аллмараса, которая имеет вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \tilde{v}}{\partial t} + u_j \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} = C_{b1} (1 - f_{t2}) \tilde{S} \tilde{v} - \left[C_{w1} f_w - \frac{C_{b1}}{k^2} f_{t2} \right] \left(\frac{\tilde{v}}{d} \right)^2 + \\ + \frac{1}{\sigma} \left[\frac{\partial}{\partial x_j} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} \right) + C_{b2} \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_i} \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_i} \right]. \end{aligned} \quad (3)$$

Здесь коэффициент турбулентного обмена определяется следующим образом:

$$\nu_t = \tilde{v} f_{v1}.$$

Дополнительные функции и константы модели приведены в [11].

Используя средства регрессионного анализа и таблицу, получены функции зависимости для температуры в боковых границах (T_0) и в источнике (T_1), чтобы использовать их в качестве граничных условий.

Для системы уравнений (2) в качестве начальных условий задаются только значения температуры: $T(x, y, z, t_0) = T_0(x, y, z)$. Значения скоростей принимались равными нулю. Задача решалась в параллелепипеде $0 < x < X$, $0 < y < Y$, $0 < z < Z$. В качестве краевых условий на боковых границах для температуры задается функция зависимости для T_0 , а снизу функция зависимости от T_1 . Для скоростей задается условие прилипания на стенках параллелепипеда. А в качестве краевых условий снизу для для скоростей задается условие симметрии.

В работе после безразмеривания основных уравнений для разностной аппроксимации применен метод контрольного объема SIMPLE [12]. Интегрирование велось шагом по времени $\Delta t < 0.001$. Моделирование было начато со времени $t=0$ с и моделировалось до времени, приведенного в эксперименте с использованием фиксированного числа Куранта 1. В работе использовано 1623235 точек, вблизи перфорированных пластин сетка была сгущена.

Для начальных и граничных условий приняты экспериментальные данные из таблицы. Задача рассматривается трехмерной в нестационарном состоянии.

Полученные результаты и анализ. На рис. 4,а приведено поле скорости в вертикальной плоскости и по всей сушильной камере. Данные температуры в шкале приведены в кельвинах. Как видно из рисунка, при соответствующем выборе нижних пластинок температура равномерно распределяется по сушильной камере.

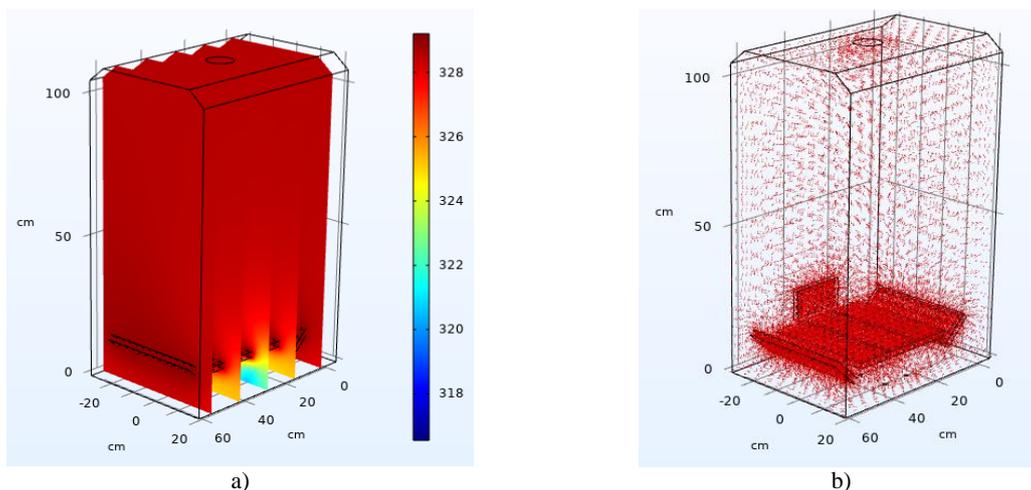


Рис. 4. Распределение температуры (в кельвинах) в вертикальной плоскости (a) и его изолинии по камере (b)

На рис. 4,b приведены изолинии направлений температуры по сушильной камере. Из этого рисунка можно сделать вывод, что поток температуры достигает всей области сушильной камеры.

На рис. 5,a приведены поля скоростей по сушильной камере. Как видно из шкалы, почти по всей области сушильной камеры скорость одинакова и примерно равна 0.004 – 0.006 м/с. Только вблизи верхней дыры вследствие уменьшения области сушильной камеры наблюдается небольшое повышение скорости.

На рис.5,b приведены изолинии скорости по сушильной камере. Как видно из рисунка, поток скоростей достигает всех областей сушильной камеры.

На рис.6 приведены расчетные значения температуры в сопоставлении с экспериментально измеренными значениями в точках сушильной камеры.

Относительную ошибку между теоретически найденными значениями и экспериментом находим по формуле

$$\bar{A} = \frac{1}{n} \frac{\sum_{i=1}^n |y_i - \bar{y}_i|}{y_i} 100\%$$

где y_i – значения эксперимента, \bar{y}_i – теоретически найденные значения, n – число экспериментальных точек.

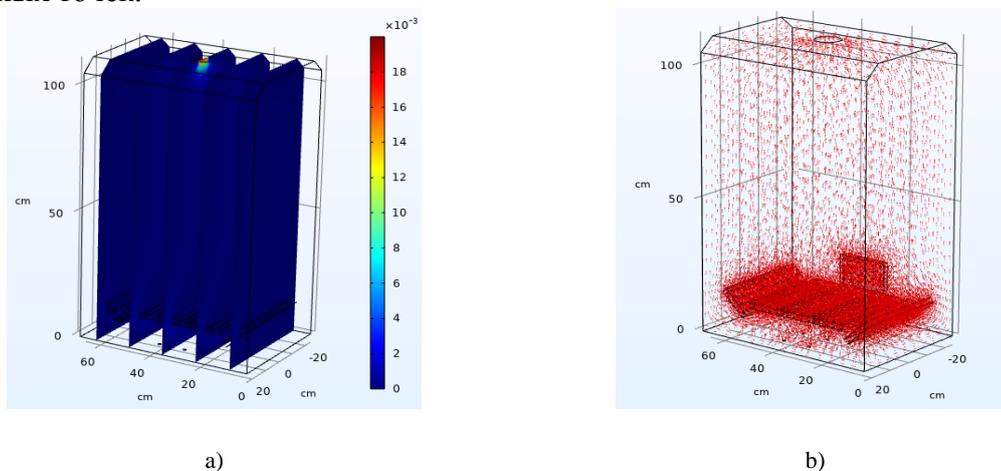


Рис. 5. Поле (a) и изолинии (b) скорости по сушильной камере

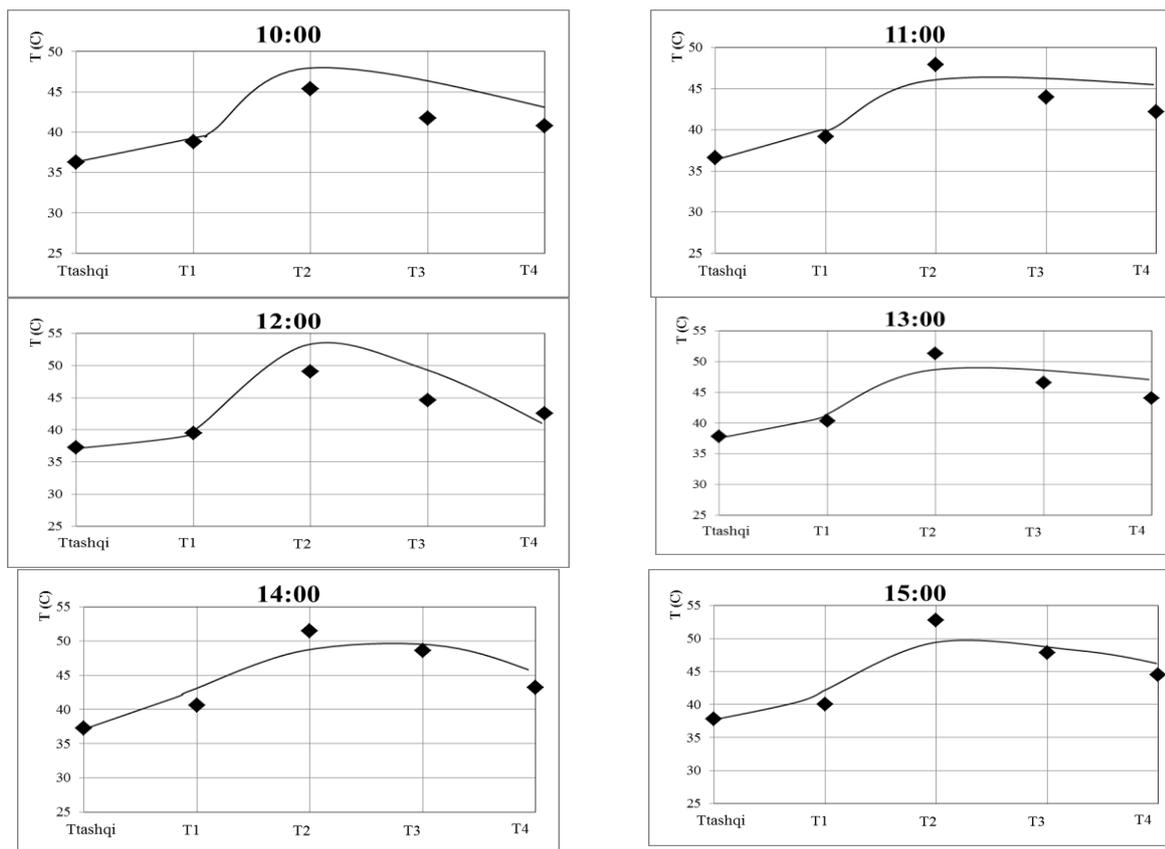


Рис. 6. Сопоставление экспериментальных и теоретических данных в выбранных точках из рисунка 1 в течение дня: а)10:00; б)11:00; в)12:00; д)13:00; е)14:00; ф) 15:00

Согласно вычислениям, для всех опытов относительная ошибка не превышает 6 %. Это говорит о том, что модель хорошо описывает процесс конвекции внутри сушильного аппарата.

Выводы

В этой работе математически смоделирован процесс свободной конвекции для новой конструкции водяного сушильного аппарата. Начальные данные получены проведением эксперимента в сушильной камере. По начальным данным вычислено число Грасгофа, которое показало, что в этой сушильной камере может возникать турбулентное течение.

Исходя из этого, выбрана система дифференциальных уравнений для нестационарного потока естественной конвекции воздуха с использованием закона сохранения массы, импульса, энергии в приближении Буссинеска, а также модель Спаларта-Аллараса для определения турбулентных напряжений. Для решения задачи был применен метод контрольного объема SIMPLE [12]. Интегрирование велось шагом по времени $\Delta t < 0.001$. Моделирование было начато со времени $t=0$ с и моделировалось до времени, приведенного в эксперименте.

Установлены зависимость температур воздуха у входа и выхода из сушильной камеры, а также на поверхности источника тепла от времени измерения, сопоставлены экспериментальные и расчетные данные, то есть устанавливалась и сравнивалась четкая картинка взаимосвязей между переменными на основе методов многомерного анализа. Для оценки эффективности полученной модели выявлена средняя ошибка аппроксимации 6%. Моделированием показано, что распределение температуры по объему камеры почти одинаковое. Выявлено, что при таком режиме также и скорость по камере сохраняется почти одинаковой, а максимальная скорость достигается в точке выхода из сушилки и составляет 0.01-0.02 м/с.

Цена модели также повышает уровень достоверности в производстве горячего (теплого) воздуха с естественной циркуляцией в таких сушильных камерах.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Постановление Президента Республики Узбекистан от 29 июля 2019 года № ПП-4406 “О дополнительных мерах по глубокой переработке сельскохозяйственной продукции и дальнейшему развитию пищевой промышленности”
- [2] *Duffie J.A., Beckman W.A.* Solar Engineering of Thermal Processes. New Jersey, 2013.
- [3] *Poonam R., Tripathy P.P.* Thermal characteristics of a flat plate solar collector: Influence of air mass flow rate and correlation analysis among process parameters // *Solar Energy*. 2020, Vol.211, pp. 464–477. URL: www.elsevier.com/locate/solener
- [4] *El-Sebaï A.A., Aboul-Enein S., Ramadan M.R.I., El-Gohary H.G.* Experimental investigation of an indirect type natural convection solar dryer // *Energy Conversion and Management*. 2002, No.43, pp. 2251–2266.
- [5] *Mohanraj M., Chandrasekar P.* Performance of a Forced Convection Solar Drier Integrated with Gravel as Heat Storage Material for Chili Drying // *Journal of Engineering Science and Technology*. 2009, No.4(3), pp. 305–314.
- [6] *Mirzaev Sh., Kodirov J., Khamraev S.I.* Method for determining the sizes of structural elements and semi-empirical formula of thermal characteristics of solar dryers / APEC-V-2022 IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science, 2022 (2021070). P.012021. IOP Publishing doi:10.1088/1755-1315/1070/1/012021
- [7] *Абрамов А.Г., Иванов В.В.* Течения жидкости в полях объемных сил. Ламинарные режимы и устойчивость свободно конвективных течений: учеб. Пособие. Санкт-Петербург. ПОЛИТЕХ-ПРЕСС, 2020. –114 с.
- [8] *Шлихтинг Г.* Теория пограничного слоя. Москва. Наука, 1974, –712 с.
- [9] *Гебхарт Б., Джалурия Й., Махаджан Р.Л., Саммакия Б.* Свободно-конвективные течения, тепло и массообмен. Книга 2. Москва. Мир, 1991. –678 с.
- [10] *Jumayev J., Shirinov Z., Kuldashiev H.* Computer simulation of the convection process near a vertically located source / International conference on information Science and Communications Technologies (ICISCT). Conference Proceedings: Tashkent, 2019, 4-6 november. P.635–638. DOI:10.1109/ICISCT 47635.2019.9012046
- [11] *Spalart P.R., Allmaras S.R.* A one-equation turbulence model for aerodynamic flows, AIAA 1992-439. 30th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. January P. 1992-0439.
- [12] *Patankar S.V., Spalding D.B.* A Calculation Procedure for Heat Mass and Momentum Transfer in Three Dimensional Parabolic Flows // *International Journal of Heat Mass Transfer*. 1972. No.15, pp. 1787-1806.

Дата поступления
12.09.2023

Мирзаев Ш.М., Жумаев Ж., Ибрагимов С.С. Табиий ҳаво конвекциясида билвосита кўйи қуритгич қурилмаларида узумни қуритиш жараёнини моделлаштириш.

Аннотация: Ишда билвосита турдаги қуритиш қурилмасида табиий конвекция жараёни математик моделлаштирилган бўлиб, қурилмада иссиқлигини йиғиш ва узатиш учун сув ишлатилган. Моделнинг бошланғич шартли сифатида муаллифлар томонидан олинган тажриба натижалари ишлатилган. Математик модель учун Буссинеск гипотезасини ҳисобга олган ҳолда Ренольдс тенгламалари ва ҳароратни тақсимлаш тенгламалари ишлатилган. Ишда бошланғич тенгламаларнинг фарқли яқинлашиши учун SIMPLE назорат ҳажмий усули қўлланилган. Қуритиш камерасида ҳарорат ва тезлик майдонининг изолиниялари аниқланган. Симуляциялар шуни кўрсатадики, камера ҳажми бўйича ҳарорат тақсимоти деярли бир хил. Ушбу режимда камерадаги ҳавонинг ҳаракат тезлиги деярли бир хил сақланиб қолиши аниқланган, ҳавонинг максимал тезлиги қуритиш камерасининг чиқиш нуқтасида бўлиб, 0,01-0,02 м/с тезликгача эканлиги аниқланган.

Калит сўзлар: қуритгич; табиий конвекция; иситиш; узумни қуритиш; ҳаво; қуритиш камераси; қуритиш жараёни.

Mirzaev Sh.M., Jumayev J., Ibragimov S.S. Simulation of the process of solar drying of grapes in indirect type installations with natural air convection.

Abstract: The paper mathematically models the process of natural convection of an indirect type dryer, for the accumulation and absorption of heat, which uses water. The data from the experiment conducted by the authors of the work is used as the initial data. The Reynolds equations and the temperature distribution equations are used for the mathematical model, taking into account the Boussinesq hypothesis. In this paper, the SIMPLE control volume method is used for the difference approximation of the initial equations. The isolines of the temperature and velocity fields in the drying chamber are determined. Modeling has shown that the temperature distribution over the chamber volume is almost the same. It was revealed that in this mode, the speed in the chamber remains almost the same, the maximum speed is reached at the exit point from the freezer and will be equal to 0.01-0.02 m/s.

Keywords: dryer, natural convection, heating, drying grapes, air, drying chamber, drying process.

ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РАМНОЙ КОНСТРУКЦИИ ПРИЦЕПА, ГРУЗОПОДЪЕМНОСТЬЮ 12 ТОНН

¹Шермухамедов А.А., ²Тогаев А.А., ¹Эргашев Н.Т., ¹Рашидов А.А., ³Астанов Б.Ж.

¹Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

²Иокогамский национальный университет, Иокогама, Япония

³Институт механики и сейсмостойкости сооружений имени М.Т.Уразбаева, Ташкент, Узбекистан

E mail: ergashev_nurillo@mail.ru

Аннотация: В статье рассмотрены нормальные напряжения в узлах рамной конструкции прицепа, грузоподъемностью 12 тонн при изгибе. Показано, что значение максимального нормального напряжения меньше допускаемого напряжения, то есть выбранные геометрические параметры рассматриваемого прицепа удовлетворяют условиям прочности при движении по асфальтобетонной дороге.

Ключевые слова: трактор; прицеп; напряжения; рама, момент; поперечная сила; изгибающий момент; момент инерции; геометрический параметр.

За последние годы рост грузопотоков на небольшие расстояния и сокращение сроков доставки грузов в нашей стране и за рубежом привели к интенсивному использованию, а вместе с тем и производству различных по назначению автотранспортных средств. Особое внимание в этом вопросе уделено использованию большегрузных прицепов и полуприцепов, агрегируемых с мощными автомобилями-тягачами. Применение автопоездов позволяет осуществлять перевозки с минимальными затратами, расходуемыми на каждую тонну перевозимого груза, существенно расширить номенклатуру перевозимых грузов, снизить время оборота подвижного состава и т.д. [1, 2]. Автопоезда в сравнении с другими видами транспорта обладают существенными преимуществами: высоким отношением грузоподъемности к собственному весу, меньшей стоимостью, простотой в изготовлении и обслуживании, обеспечивают возможность гибкого маневрирования подвижным составом, позволяют применять их на различных дорожных условиях нашей страны [3, 4]. Перечисленные достоинства автопоездов позволяют широко применять их и в сельском хозяйстве. Особенность перевозок сельскохозяйственных грузов – это их легковесность и объемность.

Рассмотрим прочностной расчет рамной конструкции прицепа грузоподъемностью 12 тонн.

На рис. 1 и 2 приведен общий вид прицепа и схема рамы прицепа грузоподъемностью 12 тонн, а на рис. 3 – её расчетная схема.

Прочностной расчет прицепа проводится по методике, предложенной для автотракторного прицепа в статьях [4,5,6].

Расчеты ведутся в соответствии с известными правилами курса сопротивления материалов в следующей последовательности [7]:

- а) строится эпюра изгибающих моментов;
- б) определяются напряжения изгиба по следующей формуле:

$$\sigma_{и} = \frac{M_{и}}{W_x}, \text{ МПа.}$$



Рис. 1. Общий вид прицепа грузоподъемностью 12 тонн

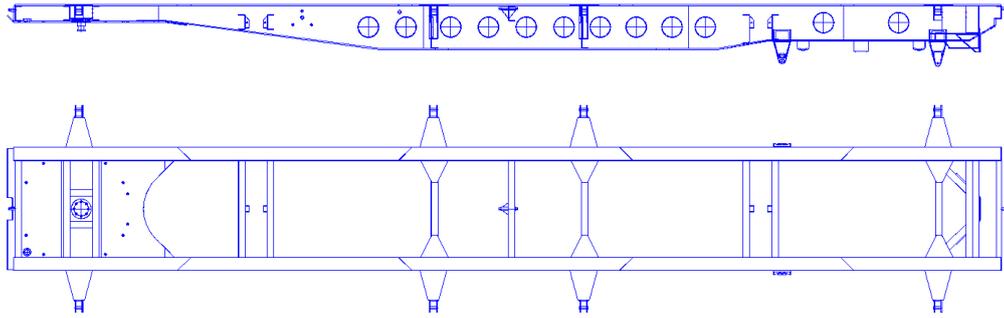


Рис. 2. Общий вид рамы прицепа грузоподъемностью 12 тонн

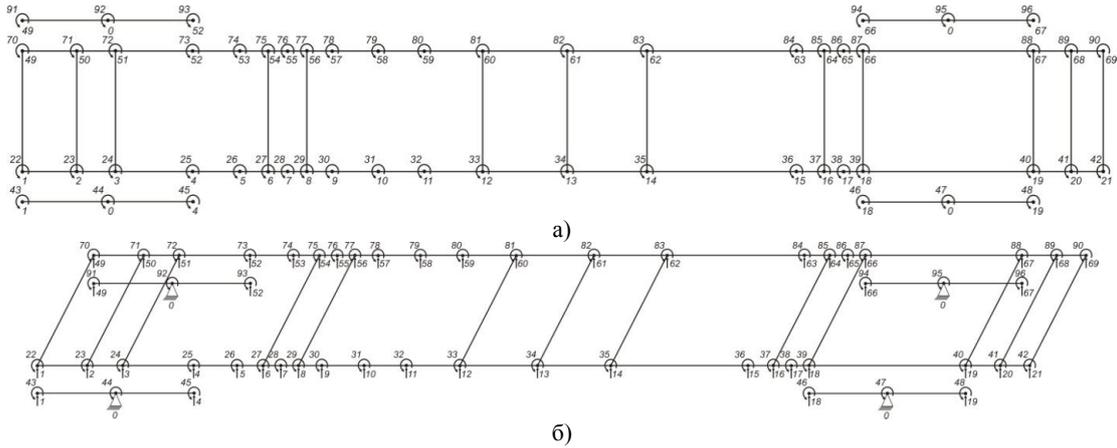


Рис. 3. Расчетная схема рамы (а) и кинематические условия ее закрепления (б)

Из науки о сопротивлении материалов известно, что дифференциальное уравнение изгиба имеет следующий вид [8]:

$$\frac{d\phi_x}{dx} = \frac{M_x}{EJ}, \quad (1)$$

где ϕ_x – угол поворота сечения x ; M_x – изгибающий момент в сечении x , определим выражения для Q_1, M_1, Q_2, M_2 (рис.).

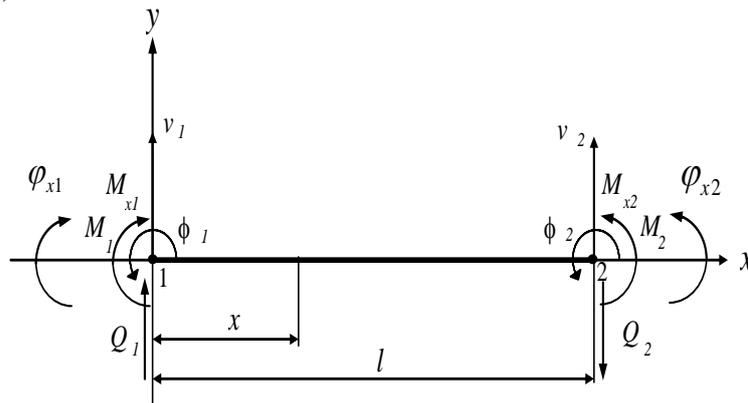


Рисунок 4. Схема сил и моментов, действующих на стержневой элемент

Из рис. 4 видно, что изгибающий момент в сечении x равен $M_x = Q_1 \cdot x + M_1$, теперь решим дифференциальное уравнение (1), получим

$$\phi_x = \frac{1}{2} \frac{Q_1 x^2}{EJ} + \frac{M_1 x}{EJ} + \phi_1$$

Прогиб v_x в сечении x определим из уравнения:

$$\frac{dv_x}{dx} = \phi_x, \quad v_x = \frac{1}{6} \frac{Q_1 x^3}{EJ} + \frac{1}{2} \frac{M_1 x^2}{EJ} + \phi_1 x + C_2, \quad (x=0, C_2 = v_1)$$

Запишем выражение ϕ_x и v_x при $x=l$

$$\begin{aligned} \phi_2 &= \frac{1}{2} \frac{Q_1 l^2}{EJ} + \frac{M_1 l}{EJ} + \phi_1 \\ v_2 &= \frac{1}{6} \frac{Q_1 l^3}{EJ} + \frac{1}{2} \frac{M_1 l^2}{EJ} + \phi_1 l + v_1 \end{aligned} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} l^2 & l \\ 2EJ & EJ \\ l^3 & l^2 \\ 6EJ & 2EJ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_1 \\ M_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\phi_1 + \phi_2 \\ v_2 - \phi_1 l - v_1 \end{bmatrix}$$

Решая систему, получим

$$Q_1 = \frac{6EJ(\phi_2 l - 2v_2 + \phi_1 l + 2v_1)}{l^3}, \quad M_1 = -\frac{2EJ(\phi_2 l - 3v_2 + 2\phi_1 l + 3v_1)}{l^2}$$

В конце балки $Q_2 = Q_1$, $M_2 = Q_1 \cdot l + M_1$ выражения для Q_1 , M_1 , Q_2 , M_2 можно записать в матричном виде

$$\begin{bmatrix} Q_1 \\ M_1 \\ Q_2 \\ M_2 \end{bmatrix} = \frac{EJ}{l^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l & -12 & 6l \\ -6l & -4l^2 & 6l & -2l^2 \\ 12 & 6l & -12 & 6l \\ 6l & 2l^2 & -6l & 4l^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ \phi_1 \\ v_2 \\ \phi_2 \end{bmatrix} \quad (2)$$

Стержневой элемент с учетом кручения рассматривается, как объединение элементов, описывающих изгиб в плоскости xu уравнениями (2) и кручения с осью симметрии $x-x$ следующими уравнениями.

$$\begin{Bmatrix} M_{x1} \\ M_{x2} \end{Bmatrix} = \frac{GJ_k}{l} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varphi_{x1} \\ \varphi_{x2} \end{Bmatrix}$$

Тогда система общих уравнений примет следующий вид:

$$\begin{bmatrix} Q_1 \\ M_1 \\ Q_2 \\ M_2 \\ M_{x1} \\ M_{x2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{12EJ}{l^3} & \frac{6EJ}{l^2} & -\frac{12EJ}{l^3} & \frac{6EJ}{l^2} & 0 & 0 \\ \frac{6EJ}{l^2} & \frac{4EJ}{l} & -\frac{6EJ}{l^2} & \frac{2EJ}{l} & 0 & 0 \\ -\frac{12EJ}{l^3} & -\frac{6EJ}{l^2} & \frac{12EJ}{l^3} & -\frac{6EJ}{l^2} & 0 & 0 \\ \frac{6EJ}{l^2} & \frac{2EJ}{l} & -\frac{6EJ}{l^2} & \frac{4EJ}{l} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GJ_k}{l} & -\frac{GJ_k}{l} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GJ_k}{l} & \frac{GJ_k}{l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ \phi_1 \\ v_2 \\ \phi_2 \\ \varphi_{x1} \\ \varphi_{x2} \end{bmatrix} = [K][u] \quad (3)$$

Запись уравнений (3) в матричном виде очень удобен при программировании, так как задачи МКЭ сводятся к решению системы линейных уравнений [9].

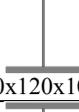
Таким образом рассчитаем напряженно-деформированное состояние рамы автотракторных прицепов грузоподъемностью 12 т по предложенной методике расчета и рассмотрим прочностные характеристики прицепа.

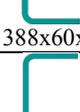
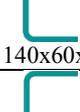
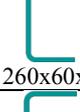
На рис. 2 показан общий вид рамы прицепа грузоподъемностью 12 тонн. Принимаем схему расчета как на рис.3. Описание лонжеронов и поперечин приведены в табл.1.

Размеры сечения лонжерона были выбраны в пределах от 160x120x10x4 до 410x120x10x4, поперечины от 120x50x5 до 388x60x4, рессоры 9x65 (23 листа). Инерционные и геометрические характеристики двутавра и швеллера, применяемые в деталях рамы прицепа, приведены в табл.1.

Таблица 1

Инерционные и геометрические характеристики сечений рамы прицепа

№	Формы и размеры поперечного сечения	Момент инерции, $J_x, \text{см}^4$	Моменты сопротивления сечения, $W_x, \text{см}^3$	Жесткость, $EJ_x, \text{кН}\cdot\text{м}^2$	$J_k, \text{см}^4$	$W_k, \text{см}^3$	$GJ_k, \text{кН}\cdot\text{м}^2$
Сечение лонжерона (двутавр)							
1	 160x120x10x4	1443,47	180,43	3031,28	9,96	24,9	8,05
2	 210x120x10x5	2687,80	256,00	5644,38	10,55	21,1	8,52
3	 260x120x10x5	4328,00	332,92	9088,80	10,80	21,6	8,73
4	 310x120x10x5	6418,21	414,08	13478,24	11,05	22,1	8,93
5	 360x120x10x5	8989,67	499,43	18878,31	11,30	22,6	9,13
6	 410x120x10x4	11579,3	564,84	24316,53	10,60	26,5	8,56
7	 370x120x10x4	9207,17	497,68	19335,05	10,50	26,24	8,48
8	 330x120x10x4	7139,03	432,67	14991,97	10,40	25,98	8,40
Сечение поперечины (швеллер)							
1	 140x60x6	428,28	61,18	899,39	2,00	3,33	1,62
2	 135x60x6	392,80	58,19	824,88	1,96	3,27	1,58
3	 135x60x6	392,80	58,19	824,88	1,96	3,27	1,58

4	 140x60x5	365,04	52,15	766,59	1,17	2,33	0,94
5	 140x60x5	365,04	52,15	766,59	1,17	2,33	0,94
6	 388x60x4	3598,60	185,50	7557,06	1,20	2,99	0,97
7	 140x60x6	428,28	61,18	899,39	2,00	3,33	1,62
8	 388x60x4	3598,60	185,50	7557,06	1,20	2,99	0,97
9	 260x60x5	1626,54	125,12	3415,74	1,73	3,45	1,40
10	 230x60x5	1203,17	104,62	2526,65	1,59	3,17	1,28
11	 250x60x4	1198,67	95,90	2517,21	0,865	2,16	0,70
12	 250x120x4	2397,345	191,79	5034,42	18,53	23,17	14,98
13	 120x50x5	220,875	36,81	463,84	0,98	1,96	0,769
Сечение рессора (23 листа)							
1	 9x65	9,082	2,018	19,072	33,459	37,176	27,035

Результаты численных расчетов моментов инерции, поперечных сил и изгибающего момента, действующих на рамы крупногабаритного тракторного прицепа приведены в табл.2.

Таблица 2

Результаты численных расчетов

№	X	Y	Стержень	N_n (кН)	Q_n (кН)	M_n (кН*м)	N_k (кН)	Q_k (кН)	M_k (кН*м)
1	0,00	0,00	1:2	0,00	26,574	0,00	0,00	26,574	0,00
2	1,58	0,00	2:3	0,00	-2,856	-42,09	0,00	-2,856	42,09
3	3,53	0,00	3:4	0,00	-2,856	-36,56	0,00	-2,856	36,56
4	6,15	0,00	4:5	0,00	-32,286	-29,06	0,00	-32,286	29,06
5	7,05	0,00	5:6	0,00	-32,286	0,00	0,00	-32,286	0,00

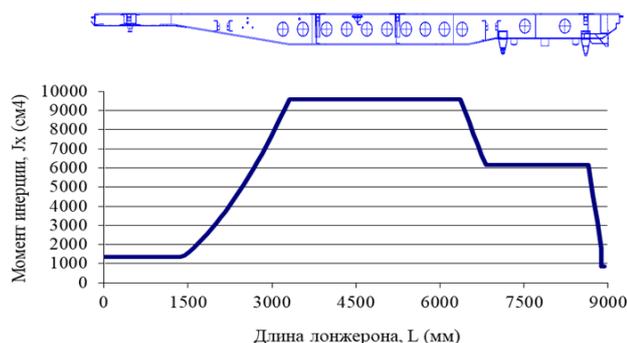


Рис. 4. Эпюра момента инерции

На графике представлена эпюра момента инерции, действующего на длину лонжерона, согласно которому наибольший момент инерции, действующий в диапазоне 1500-3200 мм лонжерона, увеличился до 9600 см⁴, при длине 3200-6300 мм и влияние момента инерции остается неизменным, а при длине 6300-6800 мм наблюдается резкое уменьшение момента инерции с 9600 см⁴ до 6100 см⁴, причем видно, что на 6800-8000 мм влияет момент инерции и наблюдается резкое уменьшение в крайних возможных точках. В этом случае можно наблюдать, что на центр лонжерона действует наибольший момент инерции.

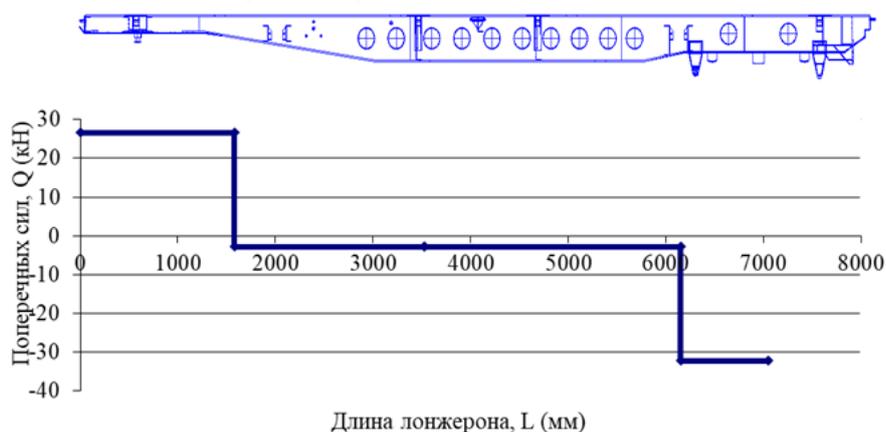


Рис. 5. Эпюра поперечных сил

Из рис. 5 видно, что действие поперечной силы достигло наибольших значений 26 кН и -32 кН в начальной 0-1500 мм и последней 6100-8000 мм точках соответственно. 1500-6100 поперечное усилие в центре лонжерона почти не влияет. В данном случае знаки означают изгиб и сжатие относительно оси.

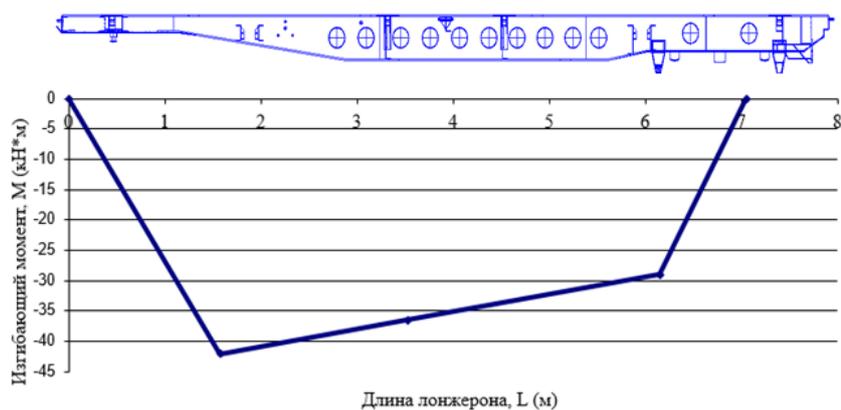


Рис. 6. Эпюра изгибающего момента

Крутящий момент (рис. 6) действует на лонжерон с резким -42 кН*м на длине 0-1500 мм и уменьшается от -42 кН*м до -29 кН*м на длине 1500-6100 мм, оставшаяся часть является наименьшей по длине, уменьшенной до индекса.

На рис.7 приведен график нормальных напряжений в узлах лонжерона.

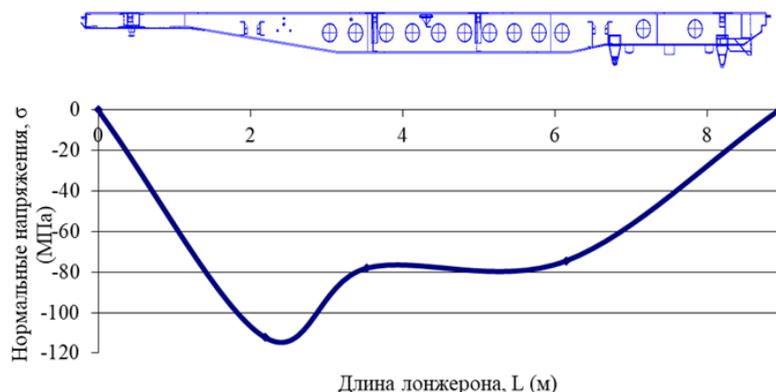


Рис. 7. Нормальные напряжения в узлах лонжерона при нагрузке 12 тонн

Согласно рис. 7 нормальных напряжений, максимальное напряжение -112 МПа наблюдалось при начальной длине лонжерона 2200 мм, при этом центр лонжерона 3150-6150 мм, а напряжения неизменны -78 и 74 МПа. Видно, что на конечной длине лонжерона напряжения уменьшились.

Анализ графика показывает, что значение максимального нормального напряжения составляет 112.3 МПа. Если учесть, что для лонжерона с материалом – сталь 09Г2 и пределом текучести $\sigma_T=345$ МПа, допускаемое напряжение при расчете на изгиб статической

нагрузкой имеет значение $[\sigma] = \frac{\sigma_T}{k \cdot k_\partial} = \frac{345}{1,5 \cdot 2} = 115 \text{ МПа}$, где k – коэффициент безопас-

ности; k_∂ – запас на динамическую нагрузку, то для выбранные геометрические параметры лонжерона 12 тонного полуприцепа удовлетворяют условиям прочности при движении по асфальтобетонной дороге.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Ranu Priyanka, Chauhan R.S., Bartaria V.N.*. Mathematical Modelling and Analysis of Automotive Chassis with Composites Materials Using Fem // International Journal for Research in Applied Science & Engineering Technology (IJRASET). 2017, Vol. 5 Issue VI, pp. 153–158. ISSN: 2321-9653
- [2] *Mohd Azizi Muhammad Nor., Helmi Rashid., Wan Mohd Faizul Wan Mahyuddin., Mohd Azuan Mohd Azlan., Jamaluddin Mahmud.* Stress Analysis of a Low Loader Chassis: International Symposium on Robotics and Intelligent Sensors. 2012 (IRIS 2012).

- [3] *Shermukhamedov A., Ergashev N., Azizov A.* Substantiating parameters brake system of the tractor trailer: E3S Web of Conferences 264, 04019 (2021) CONMECHYDRO – 2021 <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126404019>
- [4] *Shermukhamedov A., Ergashev N.* Analysis of studies on the justification of the parameters of the brake system of auto-tractor trailers // Research and education. 2022, No. 1(6), pp. 91–94.
- [5] *Togaev A.A.* Method for calculating the stress-strain state of frame structures of autotractor trailers for static loading conditions // Problems of Mechanics. 2014, No. 3–4, pp. 118–123.
- [6] *Shermukhamedov A.A., Togaev A.A.* Calculating the stress-strain state of frame structures of autotractor trailers at various external influences // European Applied Sciences. Stuttgart (Germany). 2016, №1, pp. 70–76.
- [7] *Феодосьев В.И.* Сопротивление материалов: Учебник для вузов. 9-е изд., перераб. Москва. Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит. 1986. – 512 с.
- [8] *Биргер И.А., Мавлютов Р.Р.* Сопротивление материалов. Москва. Наука, 1986, – 560 с.
- [9] *Дмитриченко С.С.* Ускоренные полигонные испытания грузовых автомобилей // Автомобильная промышленность. 1966, № 2, С. 20.

Дата поступления
05.09.2023

Шермухамедов А.А., Тогаев А.А., Эргашев Н.Т., Рашидов А.А., Астанов Б.Ж. Юк кўтарувчанлиги 12 тонна бўлган тиркаманинг рама конструкциясининг мустақамлик хусусиятлари.

Аннотация: Мақолада юк кўтариш қобилияти 12 тонна бўлган тиркама рама конструкцияси узелларининг эгилишидаги нормал кучланишлари кўриб чиқилган. Кўрилаётган тиркамага танланган геометрик параметрлар унинг асфальтбетон йўлда ҳаракатланганда рамадаги максимал нормал кучланиш қиймати рухсат этилган кучланишдан кичик бўлиши, бу орқали мустақамлик талабларига жавоб бериши кўрсатилган.

Калит сўзлар: трактор; тиркама; юкланиш; рама; момент; кўндаланг куч; буровчи момент инерция момент; геометрик параметер.

Shermukhamedov A.A., Togaev A.A., Ergashev N.T., Rashidov A.A., Astanov B.J. Strength characteristics of the frame construction of a tractor trailer with a load capacity of 12 tons

Abstract: In the article normal stresses in the knots of a frame construction of a trailer, with a carrying capacity of 12 tons with bending are considered. It is shown that the value of the maximum normal stresses is less than the permissible stresses, that is, the selected geometric parameters of the trailer in question satisfy the strength conditions for driving along the asphalt road.

Keywords: tractor; trailer; stresses; frame; moment; transverse force; bending moment; moment of inertia; geometric parameter.

УДК 675.055

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ ОПОРНЫХ РЕАКЦИЙ В МЕХАНИЗМЕ ДАВЛЕНИЯ МНОГООПЕРАЦИОННОЙ ВАЛКОВОЙ МАШИНЫ

Бахадиров Г.А., Ачиллов Г.К.

*Институт механики и сейсмостойкости сооружений им М.Т.Урзабаева,
Ташкент, Узбекистан
gofurjon9513@gmail.com*

Аннотация: В данной статье при механической обработке кожевенного сырья на многооперационной машине рассматривается задача определения сил реакции, возникающих в шарнирах опор, расположенных в определенных точках рычагов механизма трансмиссии машины.

Ключевые слова: кожное сырье, сила реакции, рычаг, шарнир, сила веса, сила сжатия.

В последние годы в стране уделяется большое внимание развитию кожевенной промышленности. Проводимые реформы в этом направлении направлены на повышение объема годной для экспорта продукции, уменьшение привала импорта и удовлетворение увеличивающейся нужды населения на качественный и дешевый готовые кожаные обувь и изделия, особенно, производство качественной готовой кожаной продукции посредством усовершенствования и проектирования, изготовления, испытания и внедрения в производство конструкций новых энерго - и ресурсосберегающих технологических машин в кожевенной промышленности для получения готовой продукции.

Стоит отметить, что при использовании кожи крупнорогатого и мелкорогатого скота, производимой в различных регионах в экспериментальных и испытательных работах на проектируемых и изготовленных кожевенных машинах показатели качества готовой кожаной продукции должны быть выше действующих.

По исследовательской работе на машину механической обработки кожного сырья получен патент изобретения IAP 06847. Целью (задачей) изобретения является повышение качества обработки кожного сырья и улучшение условий труда за счет создания необходимого давления в зоне прижимных валов. Поставленная задача решается за счет установления паразитного зубчатого колеса на станину, на один конец зубчатый сектор рычага на машине механической обработки кожного сырья, состоящего из двухкрылого рычага имеющего возможность колебаться, механизм давления, состоящий из зубчатого колеса, установленного на станине, прижимной вал с возможностью колебания, соединенного с рычагом и рабочего вала, установленного на станине, шарнирного соединения между силой натяжения и основного зубчатого колеса. В результате решения поставленной задачи, т.е. закрепление зубчатого сектора на конце двухкрылого рычага, установка основного и паразитного зубчатого колеса на станине с возможностью вращения, посредством установки зубчатого сектора, паразитно зубчатого колеса и основного зубчатого колеса в подвешенном состоянии с выполнением зубчато-рычажного механизма давления прижимного вала, улучшается качество обработки кожного сырья.

На основе патента вышесказанного изобретения рассмотрена следующая задача: рассмотрим вопрос определения сил реакции, возникающих в шарнирах опор, расположенных в точках C и O_3 для состояния равновесия рычагов механизма подачи в результате взаимодействия [1].

Для этого мы рассмотрим статический анализ сил, возникающих в рычагах механизма подачи в результате взаимодействия. Здесь, при действии силы Qa рычагов механизма подачи многооперационной машины, прижимной вал с силой Q_4 отжимает продукт кожного сырья. Силы в механизме подачи направим следующим (Рис. 1). Если на точку A рычага OA воздействовать силой Qa , направленной в противоположном направлении к оси Oy , то для состояния взятия горизонтального положения (параллельно оси Ox) уравнение равновесия сил, возникших в рычагах механизма подачи напишем следующее с помощью уравнений равновесия статики [2-3]:

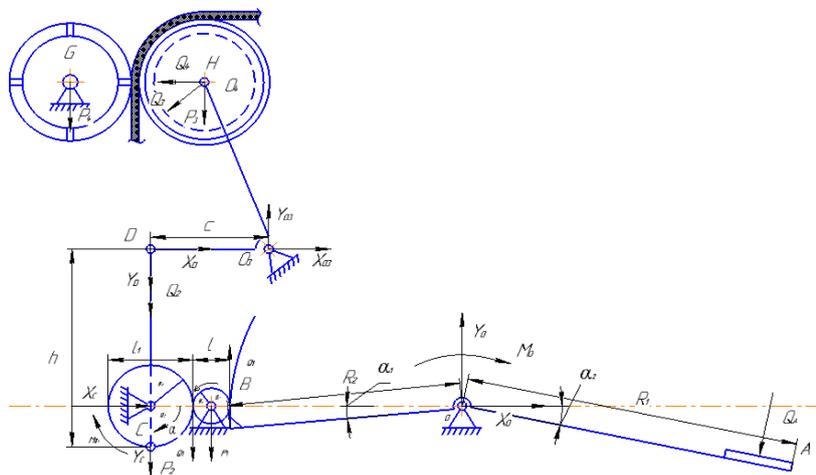


Рис. 1. Рабочее состояние рычажного контура механизма подачи.

По оси Ox :

$$\sum F_{ix} = 0; \quad -Q \cdot \sin \alpha_1 + X_o \cdot \cos \alpha_2 + X_A \cdot \cos \alpha_3 = 0 \quad (1)$$

По оси Oy :

$$\sum F_{iy} = 0; \quad Y_o - Y_A \cdot \sin \alpha_3 - P_1 \cdot \sin \alpha_3 - Q \cdot \cos \alpha_1 = 0 \quad (2)$$

Если возьмем момент относительно точки O :

$$\sum M_0(F_i) = 0; \quad (3)$$

$$-M_0 - Q \cdot R_1 \cdot \sin \alpha_1 + P_1 \left(R_2 + \frac{l}{2} \right) \cdot \sin \alpha_3 - Y_A \left(R_2 + l + \frac{l}{2} \right) \cdot \sin \alpha_3 = 0 \quad (4)$$

$$M_0 = Q_1 \cdot R_2 \quad (5)$$

Здесь: силы X_O, X_A, Y_O, Y_A – силы опорной реакции точки O и A ; Q_4 – прижимная сила рабочего вала; P_1-O_1 – сила тяжести зубчатого колеса; P_2-CD – сила тяжести рычага; P_3-DEH – сила тяжести рычага; P_3, P_4 – силы тяжести валов с центрами в точках H и G ; Q – сила прижима педали; R_1, R_2 – заданные длины рычага; R_3, R_4 – радиусы зубчатого рычага.

Для решения статически неопределенной системы необходимо разделить эту систему из шарнирно закрепленных точек C и D на три части. Вместе с этим, ставятся силы реакции на каждую часть (взаимно уравновешивающие), направленные по осям координат (вращающий момент не ставится из-за того, что перед разделением шарнир может вращаться) на эти точки (Рис. 2).

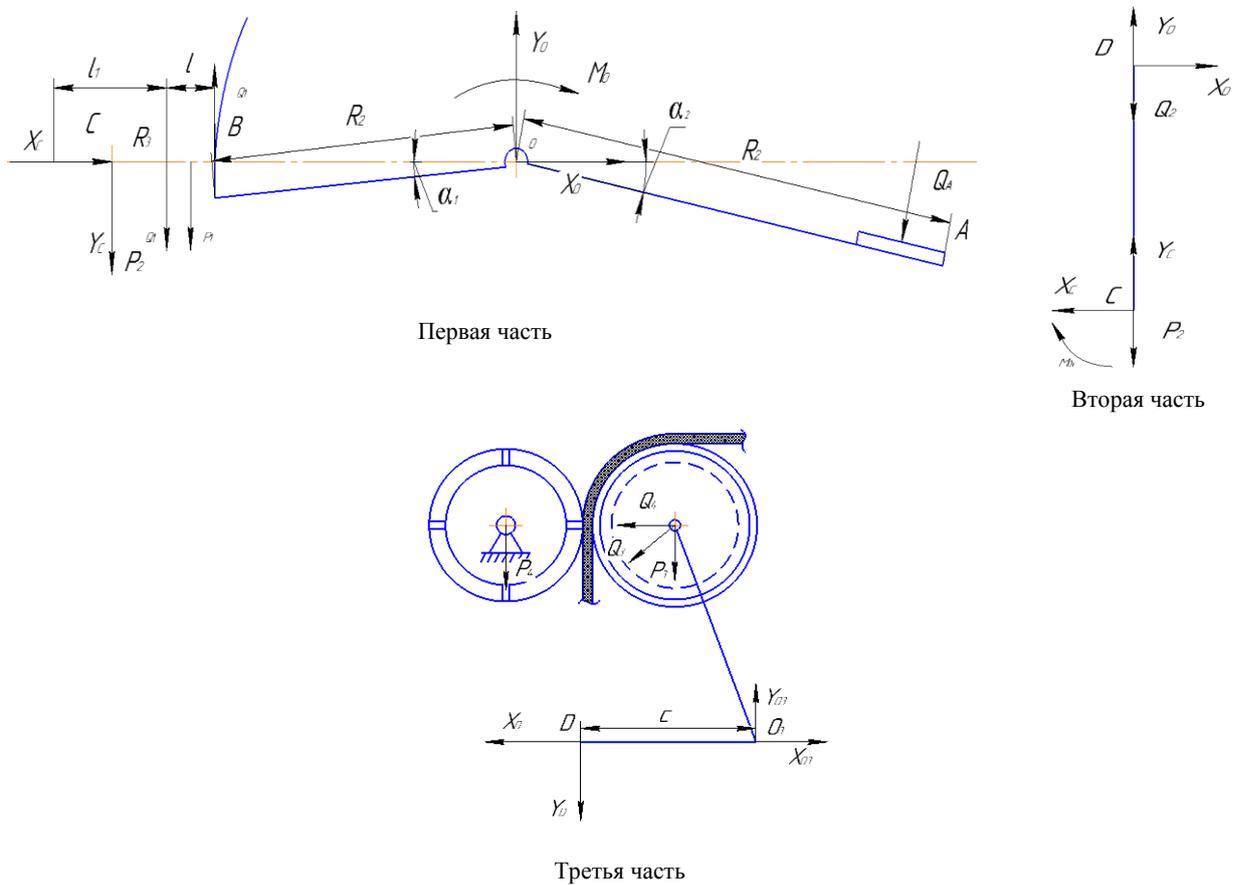


Рис. 2. Разъединенные части рычажного контура.

Составим уравнения равновесия для каждой выделенной из трех частей:

$$\begin{cases} \sum F_{ix} = 0. & -Q \cdot \sin \alpha_1 + X_O \cdot \cos \alpha_2 + X_A \cdot \cos \alpha_3 = 0 \\ \sum F_{iy} = 0. & Y_O - Y_A \cdot \sin \alpha_3 - P_1 \cdot \sin \alpha_3 - Q \cdot \cos \alpha_1 = 0 \end{cases} \quad (6)$$

Уравнения равновесия для второй части будут следующие:

$$\begin{cases} \sum F_{ix} = 0. & -X_A + X_B = 0 \\ \sum F_{iy} = 0. & Y_A + Y_B - P_2 - Q_2 = 0 \\ \sum M = 0. & -M_{o1} - X_B \cdot h = 0 \end{cases} \quad (7)$$

Определим неизвестные из уравнения (7):

$$M_{o1} = Q_1 \cdot R_3; X_A = X_B; X_B = -\frac{M_{o1}}{h}; X_B = -\frac{Q_1 \cdot R_3}{h} \quad (8)$$

Здесь: X_B, Y_B – силы опорной реакции в точке B ; h – длина рычага.
Уравнения равновесия для третьей части будут следующие:

$$\begin{cases} \sum F_{ix} = 0. & X_{o3} - X_B = 0, \\ \sum F_{iy} = 0. & Y_{o3} - Y_B - P_3 - P_4 = 0, \\ \sum M_{o3} = 0. & Y_B \cdot c + P_3 \cdot \sin \alpha \cdot R_3 + P_4(c + d) = 0. \end{cases} \quad (9)$$

Здесь: X_{o3}, Y_{o3} – н силы опорной реакции в точке O_3 ; c – длина рычага DO_3 .

На основе полученных выше результатов построены графики зависимости от угла поворота α сил реакций, возникающих в опорах. Покажем последовательный анализ графиков. На Рис. 3 приведено изменение зависимости от угла α силы реакции Y_A . Параметрам, участвовавшим в процессе построения графика, даны следующие значения: $P_1 = 70 \text{ Н}$, $P_3 = 20 \text{ Н}$, $P_4 = 10 \text{ Н}$, $l = 4 \text{ м}$, $c = 2 \text{ м}$, $d = 2$. Углы приняты равными $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3$.

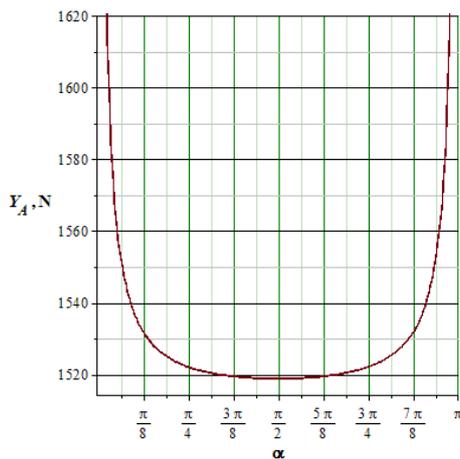


Рис. 3. Изменение в зависимости от угла силы Y_A

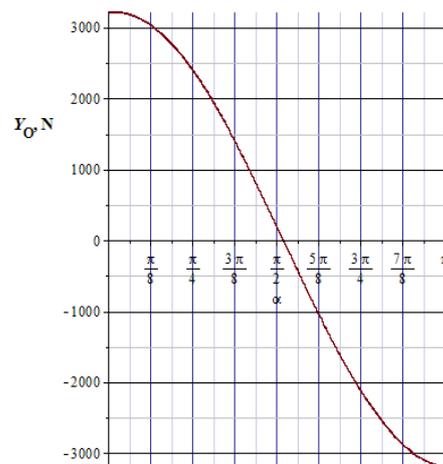


Рис. 4. Изменение в зависимости от угла силы Y_O

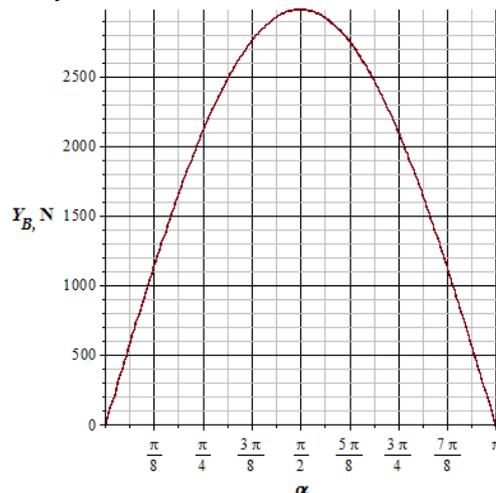


Рис. 5. Изменение в зависимости от угла силы Y_B

Из графика видно, что при изменении угла α с промежутком изменения от 0 до 180° сила реакции Y_A принимает значение до 1620 Н . График будет в виде обратной параболы, и при значении угла α до 90° при повышении угла охвата, можно увидеть уменьшение силы реакции. А при промежутке от 90° до 180° при повышении угла охвата, значения силы реакции также повышаются. На рис. 4 показано изменение, связанное с углом α силы реакции Y_O . Из графика можно видеть, что при изменении угла α в пределах от 0 до 180° сила реакции Y_O принимает значение до 3000 Н . График состоит из кривой линии, при дальнейшем повышении угла охвата при значении α до 90° , можно увидеть уменьшение силы реакции. А при промежутке от 90° до 180° при дальнейшем повышении угла охвата значения силы реакции принимают отрицательные значения. На рис. 5 приведено изменение зависимости от угла α реакции Y_B . Из графика можно видеть, что при изменении угла изменения α от 0 до 180° сила реакции Y_B принимает значение до 3200 Н . График выглядит в форме параболы и при угле α равным 90° сила реакции принимает максимальное значение. Из уравнений видно, что силы реакции X_A, X_B, X_C, X_{O3} , возникшие в опорах по направлению к оси координат, не связаны с углом α . Поэтому графики, связанные с их углом α , не получены.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Бахадиров Г.А., Ачилов Г.К. Патент на изобретение РУз №IAP 06847. Машина для механической обработки кож // Официальный бюллетень № 4, 29.04.2022.
- [2] Носиров М.И., Акбаров А.Н. Об экспериментальном стенде многооперационной машины для механической обработки кож // Сборник материалов XXIV Международная научно-практическая конференция «Инновация-2019». – Ташкент. 25-26 октября 2019 г. -С. 350-352.
- [3] Бахадиров Г.А., Рахимов Ф.Р., Акбаров А.Н. Расчет параметров рычажной системы механизма подачи кожевенного полуфабриката в зону механической обработки многооперационной машины // “Машинашуносликнинг долзарб муаммолари ва уларнинг ечими” Республика илмий-амалий конференция мақолалар тўплами.-Тошкент. 21 ноябрь 2019 й. 76-79 б.

Дата поступления
17.10.2023

Бахадиров Г.А., Ачилов Г.К. Кўп операцияли валли машинанинг босим берувчи механизмдаги таянч реакция кучларини аниқлаш

Аннотация: Ушбу мақолада кўп операцияли машинада тери ҳом ашёси хом ашёсига механик ишлов бериш жараёнида, машина узатувчи механизм ричагларининг айрим нуқталарида жойлашган таянчларининг шарнирларида ҳосил бўладиган реакция кучларини аниқлаш масаласи кўриб чиқилган.

Калим сўзлар: тери ҳом ашёси хом ашёси, реакция кучи, ричаг, шарнир, огирлик кучи, сиқувчи куч.

Bakhadirov G.A., Achilov G.K. Determination of base reaction forces in the pressurizing mechanism of a multi-operation shaft machine

Abstract: In this article, during the mechanical processing of raw hides on a multi-operation machine, the problem of determining the reaction forces that arise in the hinges of the supports located at certain points of the levers of the machine's transmission mechanism is considered.

Key words: skin raw material, reaction force, lever, hinge, weight force, compression force.

ЗАДАЧИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УСТОЙЧИВОСТИ ОТКОСОВ И АКТИВНОГО ДАВЛЕНИЯ ГРУНТОВ НА ОГРАЖДЕНИЯ

Хасанов А.З., Хасанов З.А.

*Самаркандский Государственный-архитектурно-строительный университет Узбекистана им. М. Улугбека,
E-mail: askar hasanov@mail.ru*

Аннотация: В статье рассматриваются вопросы устойчивости откосов и склонов сложенные из несвязных грунтов с линейной поверхностью сдвига. Давление грунтов на ограждения и вопросы устойчивости склонов на сдвиг рассматриваются как единой взаимосвязанный процесс, и основывается на теорию предельного равновесия. Приводится сопоставление различных коэффициентов устойчивости и методы их определения. Анализируются углы отклонения поверхности сдвига соответствующие теориям прочности Кулона, Кулона Мора и предложенные авторами. Приводится методы определения критических нагрузок на поверхности откосов.

Ключевые слова: Устойчивость откосов и склонов, давление грунтов на ограждения, коэффициенты устойчивости и методы их определения, углы отклонения поверхности сдвига, определения критических нагрузок на поверхности откосов.

Известно, что расчет давления грунтов на ограждения базируется на двух основных постулатах, это метод Ренкина основанный на теории прочности Кулона-Мора и метод отыскания предельных поверхностей сдвига, основанная на теории порочности Кулона. Оценка условия устойчивости откосов и склонов базируется на условии предельного равновесия внешних, гравитационных и реактивных сил внутреннего сопротивления грунтов:

$$\eta = \frac{T_f}{F} = \frac{T_c}{F} = \frac{M_u}{M_F}$$

где $T_{f,c}$ M_u удерживающие и F , M_F опрокидывающие усилия. Внутреннее реактивное сопротивление грунтов так же базируется на теории предельного сопротивления сдвигу Кулона.

$$\tau = \sigma tg\varphi + c = \sigma tg\varphi \left(1 + \frac{c}{\sigma tg\varphi} \right)$$

В первом случае задача решается отдельно: как для грунтовой среды обладающую только внутренним трением и как для сплошной среды обладающую структурной прочностью.

В этой статье авторы предложили объединить эти два метода расчета, считая, что условия равновесия массива, как в первом, так и во втором случае, обеспечиваются опорными элементами. В первом случая они имеют конструктивный характер во втором опорными элементами служат сами грунты.

В первом случае теория базируются на определение бокового давления при отсутствии возможности бокового перемещения опорной конструкции, т.е. $\varepsilon_3 = 0$. Иначе, боковое давление грунта это результат реактивного сопротивления вертикальным силам. Во втором случае сам грунтовой массив находится в состоянии предельной устойчивости $\eta_u = 1$ или в состоянии устойчивости с коэффициентом запаса $\eta > 1$.

Ниже рассматриваются решение этих задач для несвязных грунтов, обладающих углом внутреннего трения $\varphi > (20 \div 25)^\circ$.

Определение устойчивости предельно наклоненного откоса и косогора с углом $\beta \leq \varphi$.

При решении поставленной задачи рассматривается предельно отклоненный естественный откос $\beta = \varphi$. Причем, угол отклонения поверхности сдвига θ как будет показана в разделе 3 зависит от вида грунта. Определим устойчивость и предельное состояние откоса с углом $\beta = \varphi$. Расчетная схема представлена на рис 1. Для решения поставленной задачи откос представим как элемент, состоявший из двух частей: удерживающей части (OAA^1) и сдвиговой части (AA^1CC^1). Определим геометрические размеры элементов. Будем считать известным высоту стороны элемента (OAA^1) - h . Условие предельного равновесия этого элемента рассмотрим в виде двух задач.

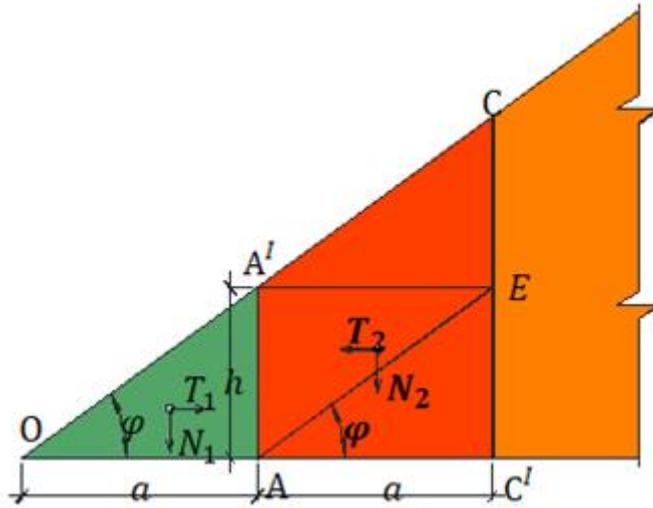


Рис.1. Расчётная схема откоса для определения коэффициента бокового давления в условиях покоя, т.е. при относительных деформациях $\varepsilon = 0$.

Задача 1. Рассмотрим откос (OAA') (рис. 1). Принимается, что площадка сдвига отклонена на угол $\theta = \varphi$. Угол естественного откоса примем равным φ . Обозначим $AA' = h$ и $OA = a$. Упорная призма может находиться в устойчивом положении, только при одном условии, когда её вес соответствует величине

$$N_1 = \frac{ha}{2} \gamma = \frac{\gamma h^2}{2f} \quad (1)$$

где $a = \frac{h}{\operatorname{tg}\varphi} = \frac{h}{f}$.

Условие предельного равновесия упорной призмы (OAA') на сдвиг имеет вид:

$$T_1 = N_1 f = \frac{\gamma h^2}{2} . \quad (2)$$

Или это выражение в напряжениях

$$\tau_1 = \frac{\gamma h}{2} \operatorname{tg}\varphi . \quad (3)$$

С другой стороны, на упорную призму (OAA') действуют гравитационные силы со стороны косогора (AA'CC'). Определим ее вес:

$$N_2 = 3N_1 = 3 \frac{\gamma h^2}{2f}; \quad \sigma_1 = 3 \frac{\gamma h}{2} . \quad (4)$$

При $0 \leq \beta \leq \varphi$ (рис.2) $N_2 = \frac{\gamma h^2}{f} + \frac{\gamma h^2}{2f^2} \operatorname{tg}\beta = \frac{\gamma h^2}{f} \left(1 + \frac{\operatorname{tg}\beta}{2f}\right)$; $\sigma_1 = \gamma h \left(1 + \frac{\operatorname{tg}\beta}{2f}\right)$

Со стороны косогора на вертикальную боковую поверхность упорной призмы действует активное давление, определяемое по выражению:

$$E_a = \frac{3\gamma h^2}{2kf} K_a \quad (5),$$

или

$$\sigma_3 = 3\xi \frac{\gamma h}{2} \quad (6).$$

В условиях предельного равновесия $E_a = T_1$:

$$\frac{3\gamma h^2}{2kf} K_{ga} = \frac{\gamma h^2}{2} \quad \text{или} \quad K_{ga} = \frac{kf}{3} \quad (7),$$

где, $k \leq 1$ – поправочный коэффициент.

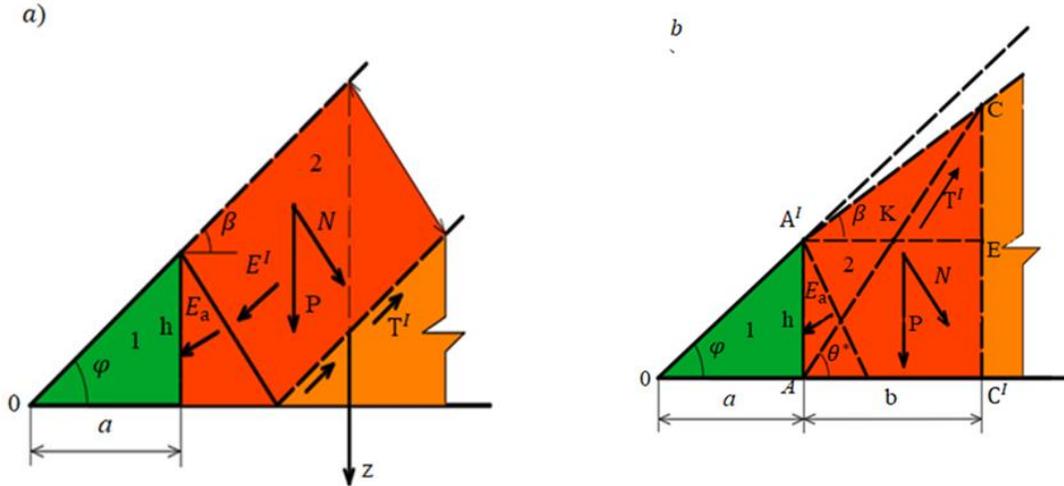


Рис. 2. Схема откоса, расположенного в условиях предельного (а) равновесия и допредельного состояния (б). 1-упорная призма; 2- оползневой склон.

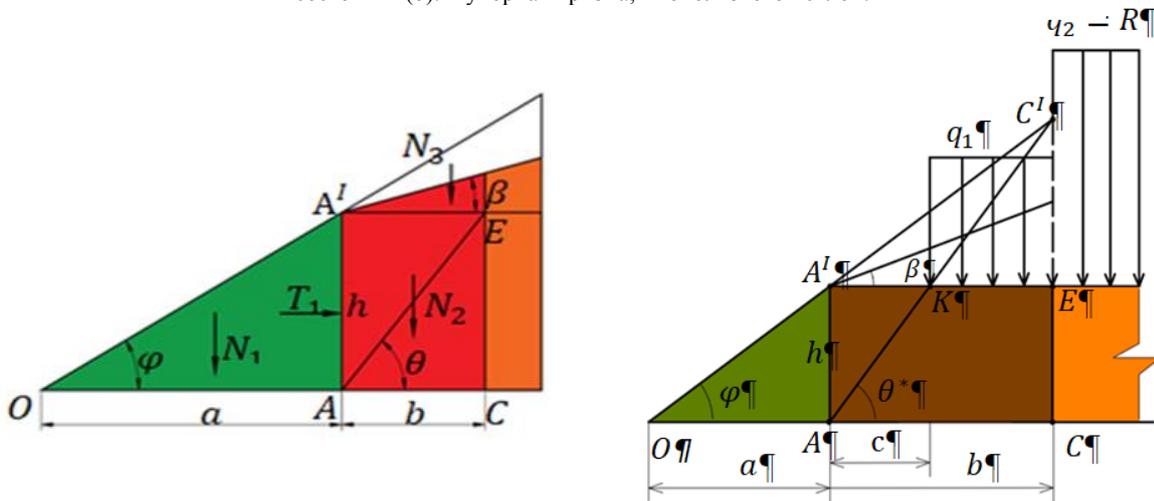


Рис.3 а. Расчётная схема для определения коэффициента K_a в условиях покоя.

Рис.3 б. Расчётная схема для определения предельной величины q_1 действующей на поверхности откоса.

Коэффициент K_{ga} (8) характеризует возможность удержания в устойчивом положении одной упорной частью косогора ($ОАА'$) высотой h трех таких же частей косогора ($АА'СС'$). Природный склон ($ОА'Е$) высотой h может находиться в устойчивом состоянии с нагрузкой на поверхности равной $N_{1g} \leq \frac{ha}{2} \gamma = \frac{\gamma h^2}{2f}$. При избыточной нагрузке q_u сверх N_{2g} (4) действующей на горизонтальную поверхность $А'Е$, неравенство примет вид:

$$\left(\frac{q_u}{3} + \frac{\gamma h}{2}\right) tg\varphi \leq \frac{G_c}{b} tgk_i\varphi + T_p;$$

$$\frac{G_c}{b} tg(k_i\varphi) \geq \left(\frac{q_u}{3} + \frac{\gamma h}{2}\right) tg\varphi - T_p \quad (8),$$

где $G_c b$ - вес подпорной стены шириной b и высотой $(h + d)$ и $T_p = K_p \frac{\gamma d}{2}$ пассивное сопротивление грунта сдвигу глубиной d .

Задача 2. Рассмотрим эту задачу также применительно и для глинистых грунтов, где выполняется условие линейной поверхности сдвига ($АС'$) с углом отклонения θ^* . Обозначим угол косогора $0 \leq \beta \leq \varphi$; при $\beta = 0$ косогор принимает вид прямоугольника (рис. 2 б). Геометрические размеры косогора:

$$h_1 = h \frac{tg\beta}{tg\theta - tg\beta}, \quad b = \frac{h_1}{tg\beta} = \frac{h}{tg\theta - tg\beta} \quad (9)$$

Длина поверхности сдвига косогора:

$$AC^I = (h + h_1) \frac{1}{\sin\theta} = h \left(1 + \frac{tg\beta}{tg\theta - tg\beta} \right) \frac{1}{\sin\theta}; \quad (10)$$

Вес оползневого склона косогора:

$$P = \gamma \left(bh + \frac{bh_1}{2} \right) = \frac{\gamma hb}{2} \left(2 + \frac{tg\beta}{tg\theta - tg\beta} \right); \quad (11)$$

$$N = \frac{P}{2} \cos\theta \quad u \quad T = \frac{P}{2} \sin\theta.$$

Определим силы сопротивления сдвигу на поверхности AC^I :

$$T_1 = Ntg\varphi + c * AC = \frac{P}{2} \cos\theta tg\varphi + c * AC \quad (12)$$

Активная наклонная сила, действующая на вертикальную стенку AA^I высотой h

$$T_a = T - T_1 = \frac{P}{2} \sin\theta - \left(\frac{P}{2} \cos\theta tg\varphi + c * AC \right) = \frac{P}{2} (\sin\theta - \cos\theta tg\varphi) - c * AC$$

Активная горизонтальная сила действующая на вертикальную стенку AA^I упорной призмы:

$$E_a = T_a \cos(k_i \theta); \quad \overrightarrow{K_\alpha} = \frac{2E_a}{P}; \quad (13)$$

$0 < k_i \leq 1$ - коэффициент интерфейса (учитывает трение грунта о конструкции)

Главные напряжения и коэффициент активного давления от косогора:

$$\sigma_1 = \frac{P}{2b}; \quad \sigma_3 = \frac{E_a}{a}; \quad K_a = \frac{\sigma_3}{\sigma_1}. \quad (14)$$

Коэффициент активной горизонтальной силы для прямоугольного откоса $\overrightarrow{K_\alpha}$ может быть определен по следующему выражению:

$$\overrightarrow{K_\alpha} = E_a = \frac{T_{ha}}{P} = k_i \frac{\sin 2\theta}{2} \left[1 - \frac{tg\varphi}{tg\theta} \right] - \overrightarrow{K_{ac}} \quad \text{и} \quad \overrightarrow{K_p} = \frac{1}{K_a}; \quad (15)$$

$$\overrightarrow{K_{ac}} = \frac{2tg\theta}{\gamma h^2} c \frac{h}{\sin\theta} = \frac{2c}{\gamma h} \frac{k_i}{\cos\theta}. \quad (16)$$

То же, в напряжениях

$$\sigma_1 = \frac{P}{2b} = \frac{P}{2h} tg\theta; \quad \sigma_3 = \frac{E_a}{h}; \quad K_a = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} = \frac{\frac{E_a}{h}}{\frac{P}{h} tg\theta} = \frac{E_a}{P tg\theta} = \frac{\overrightarrow{K_\alpha}}{tg\theta} \quad (17)$$

В случае наличия уклона задней стенки подпорной стены с углом α наклонные активные напряжения $\sigma_{3\alpha}$ равны

$$\sigma_3 * h = \sigma_{3\alpha} * \frac{h}{\cos\alpha}, \quad \text{откуда} \quad \sigma_{3\alpha} = \sigma_3 \cos\alpha = \frac{E_a}{h} \cos\alpha;$$

$$\overrightarrow{K_{a\alpha}} = \frac{2E_a}{P \cos\alpha}. \quad (18)$$

Рассмотрим результаты решения двух задач (7) и (13) для $\gamma = 1; h = 1; \beta = \varphi = 26; 30; 35; 40^\circ$.

Коэффициенты, характеризующие предельное состояние откоса $\beta = \varphi$ (рис.2а). Результаты вычислений соответственно, для выражения (7) по нагрузкам $\overrightarrow{K_{g\alpha}} = 0,16; 0,19; 0,23; 0,28$ и сдвигу $\overrightarrow{K_\alpha} \cong 0,1$ для (13).

Прямоугольный откос (рис.2б), $\beta = 0$. Соответственно, в силах для (7) $\overrightarrow{K_\alpha} = 0,16; 0,19; 0,23; 0,28$, для (13) $\overrightarrow{K_\alpha} = 0,29; 0,26; 0,22; 0,19$ и напряжениях (14) $K_a = 0,24; 0,2; 0,15; 0,11$, $K_a = 0,39; 0,33; 0,27; 0,22$ по модели Кулона Мора. Основная причина расхождения между коэффициентами вычисленные по выражению (13) и модели Кулона-Мора (Ренкина) связана с принятыми различными углами отклонения поверхности сдвига θ (8) (рис. 4)

2. Определение предельных величин распределенных сил q_u и минимального расстояния от кромки косогора на поверхности откоса.

Предельная распределённая нагрузка q_u на поверхности прямоугольного откоса определяется также из условия предельного равновесия косогора (рис.3, 4). Предельной

считается нагрузка от верхнего элемента $A^I E C^I$. Вес этого элемента определим по выражению:

$$\Delta P = \frac{\gamma h b}{2} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \theta - \operatorname{tg} \varphi} \right) - \frac{\gamma h b}{2} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{\operatorname{tg} \beta}{\operatorname{tg} \theta - \operatorname{tg} \beta} \right) \quad (19)$$

При $\beta = 0$ поверхность косогора преобразуется на горизонтальную линию (рис.3). В этом случае предельная нагрузка на поверхности будет равна:

$$\Delta P = \frac{\gamma h^2}{2} \left[\frac{\operatorname{tg} \varphi}{(\operatorname{tg} \theta - \operatorname{tg} \varphi)^2} \right] \quad (20).$$

Далее в соответствии с (рис. 3) определим допустимое расстояние от кромки откоса c и ширину полосы нагружения KE предельную распределенную нагрузку q

$$c = \frac{h}{\operatorname{tg} \theta}; \quad KE = \frac{h}{\operatorname{tg} \theta} \left(\frac{1}{\frac{\operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \theta} - 1} \right) \quad (21);$$

$$q = \frac{\Delta P}{KE} = \frac{\frac{\gamma h^2}{2} \left[\frac{\operatorname{tg} \varphi}{(\operatorname{tg} \theta - \operatorname{tg} \varphi)^2} \right]}{\frac{h}{\operatorname{tg} \theta} \left(\frac{1}{\frac{\operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \theta} - 1} \right)} = \frac{\gamma h}{2} \left[\frac{\operatorname{tg} \theta \operatorname{tg} \varphi}{(\operatorname{tg} \theta - \operatorname{tg} \varphi)^2} \right] \left(\frac{1}{\frac{\operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \theta} - 1} \right) \quad (22).$$

1. Сопоставление углов отклонения площадок сдвига θ в соответствии с различными теориями.

Известно, что угол отклонения площадки сдвига θ влияет на величины напряжений τ_α и σ_α . В соответствии с теорией прочности Кулона-Мора, угол отклонения площадок сдвига θ определяется по выражению:

$$\theta = 45 \pm \frac{\varphi}{2} \quad (23)$$

Выражение (23) справедливо при выполнении условия круговой зависимости функции $\tau_\alpha = f(\sigma_\alpha)$, что не всегда выполняется для гранулированных грунтов. В связи с этим этот угол, в соответствии с нашими исследованиями [5] необходимо принимать различным в зависимости от вида грунта. Например, преимущественно для несвязных грунтов, обладающие свойством пластического течения этот угол предлагается определять по выражениям:

$$\theta = k_1 (\operatorname{atg}(\xi) + \varphi) \quad (24)$$

$$\theta = 24 + k_2 \varphi, \quad (25)$$

где, $k_1 \cong 1,2, 0,95 \leq k_2 = 1,05$.

Этот угол также можно определить по максимальной наклонной силе действующей на поверхности сдвига AC . На рис. 4 для прямоугольного откоса представлен график зависимости изменения активной силы E_a от угла θ . Этот способ, по существу относится к методу предельного равновесия с отысканием наиболее опасной площадки.

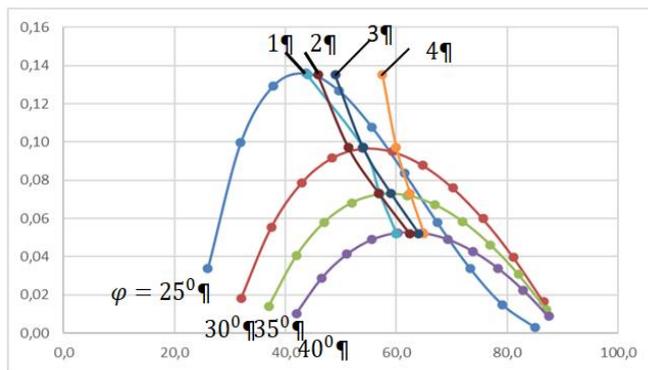


Рис. 4. Зависимости изменения E_a горизонтальных активных сил от угла наклона площадки сдвига θ . 1,2,3 и 4 соответственно теоретическим величинам θ (см. таблицу №1).

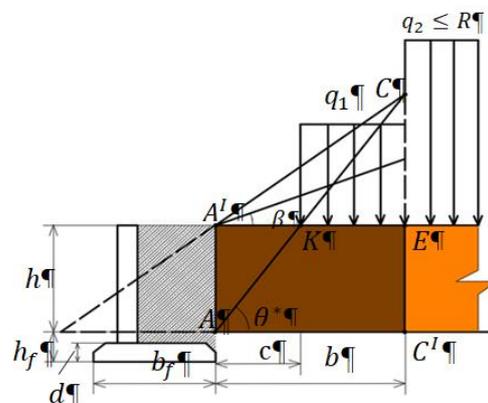


Рис. 5. Расчетная схема для определения основных расчетных параметров конструкций подпорной

Таблица 1.

Результаты вычисления угла отклонения площадки сдвига θ в зависимости различных теорий прочности.

в гр.	Еа для (h=1 и $\gamma = 1$) (13)	Угол отклонения площадки сдвига θ			
		По Кулону) (13) (рис. 5)	По выражению (25)	По выражению $\theta = 24 + k_2\varphi$	По Кулон-Мору (23)
20	0,168	41	40	45	55
25	0,136	45	47	50	57
30	0,097	54	53	54	60
35	0,073	60	59	59	63
40	0,052	63	63	64	65

4. Определение давления грунтов на ограждения с применением теории предельного равновесия грунтов.

Выше были рассмотрены основные постулаты теории предельного равновесия грунтов и влияющие на нее основные факторы. В данном разделе рассмотрим возможности использования этой теории для проектирования подпорных стен. Основная идея этой теории заключается в выборе основных параметров подпорных стен, соответствующих условию устойчивости упорной призмы OAA^I . При этом принимается равенство активной наземной высоты подпорной стены и высоты разреза $h = AA^I$. Общая высота конструкции подпорной стены равна $H = h + d$ (рис. 6). Основное условие, это равенство горизонтального сопротивления упорной призмы OAA^I сдвигу от активных нагрузок от косогоора и сопротивление сдвигу фундамента подпорной стены. В соответствии с выражениями (1,2), вес упорной призмы и сопротивление ее сдвигу равно T_1 .

Определим сопротивление сдвигу подпорной стены:

$$T_{1c} = G_c \operatorname{tg}(k_i \varphi) \quad (26)$$

G_c – вес кнструкции подпорной стены с шириной фундамента b_f

$$G_c = b_f d \gamma_m + h \delta_m \gamma_m = \gamma_m (b_f d + h \delta_m)$$

d, γ_m и δ_m – соответственно, глубина заложения фундамента, осредненный удельный вес бетона и грунта $\gamma_m = (22 - 24) \text{ kN/m}^3$ и осреднённая величина толщины стены. При этом должно удовлетворяться условие неравенства:

$$T_{1c} \geq T_1 \quad (27)$$

или

$$\gamma_m (b_f d + h \delta_m) \operatorname{tg}(k_i \varphi) + \frac{\gamma d^2 \operatorname{tg} \theta}{2} K_p \geq \frac{\gamma h^2}{2} \quad (28);$$

Откуда требуемая величина ширины фундамента подпорной стены b_f

$$b_f \geq \frac{1}{d \gamma_m} \left[\frac{\gamma h^2}{2 \operatorname{tg}(k_i \varphi)} \left(1 - \left(\frac{d}{h} \right)^2 \operatorname{tg} \theta K_p \right) - h \delta_m \gamma_m \right] \quad (29);$$

Вторая важная величина активного давления грунта на подпорную стену в случае наличие косогоора с углом $\beta > 0$, определяется из выражений (12, 13) а при отсутствии косогоора $\beta = 0$, с учетом распределенной нагрузки q , из выражений (8, 15, 16).

5. Определение активного давления на ограждения с использованием коэффициента бокового давления грунта

Рассмотрим решение этой задачи по теории Кулона-Мора. Выше было показано, что поверхность сдвига, независимо от угла косогоора $0 < \beta \leq \varphi$, отклонена от горизонтали на угол θ . Тогда, ориентация площадок где действуют главные напряжения $\sigma_{1,3}$, будет равна $\vartheta = \left(2\theta - \frac{\pi}{2} \right)$ и 2θ (рис.2a,b). Соотношения между напряжениями σ_1 и σ_z , действующими по осям z, x можно определить по выражениям (9)

$$\sigma_1 = \sigma_z / \cos \vartheta = \sigma_z / \cos \left(2\theta - \frac{\pi}{2} \right) \quad (30);$$

$$\sigma_z = \frac{1}{2} \left(\frac{3}{2} h_1 + h \right) \gamma = \frac{h\gamma}{2} \left[\frac{3tg\beta}{2(tg\theta - tg\beta)} + 1 \right].$$

Откуда, максимальные горизонтальные напряжения, действующие на вертикальную стенку подпорной стены, будут равны [5]

$$\begin{aligned} P_a &= \sigma_\alpha = a \cos 2\theta^* = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos(\pi - 2\theta^*); \\ P_a &= \sigma_1 \left[\frac{1 - \xi}{2} \cos(\pi - 2\theta^*) \right] \\ E_a &= \frac{hP_a}{2}. \end{aligned} \quad (31);$$

Выводы

1. Рассмотренный авторами метод отличается от известных тем, что в данной статье вопросы давления грунтов на ограждения и вопросы устойчивости склонов на сдвиг рассматриваются как единой взаимосвязанный процесс, и основывается на теорию предельного равновесия. Нарушение условия предельного равновесия склонов и откосов сопровождается возникновением активного давления, которая компенсируется реактивными силами ограждающих конструкций.

2. Определения активного давления несвязных грунтов, для случая принятия поверхности сдвига с углом $\theta = \varphi$ соответствует случаю получения расчетного давления грунтов на ограждения при помощи коэффициента K_{ga} (Задача 1). Этот коэффициент характеризует возможность удержания в устойчивом положении одной упорной частью косогора (ОАА') высотой h трех таких же частей косогора (АА'С'С'). При любом $\beta < \varphi$ коэффициент надежности по устойчивости откоса будет соответствовать $\eta > 1$.

3. Результаты решения 2-ой задачи соответствует общего случая определения устойчивости грунтов, в зависимости от угла отклонения поверхности сдвига θ (рис.2, 3). В этой задаче угол отклонения поверхности сдвига принимается равным одним из выражений (23-25). Установлено, что для предельного откоса с $\beta = \varphi$, как и ожидалась величина $\overline{K_\alpha} \cong 0,1$ (13), тогда как эта величина, рассчитанная с использованием коэффициента K_{ga} (7) изменяется в пределах $\overline{K_{ga}} = (0,16 - 0,33)$ в зависимости φ .

4. Предельная распределенная нагрузка q_u на поверхности прямоугольного откоса определяется также из условия предельного равновесия косогора (рис.4). Предельная нагрузка на поверхности А'Е. определяется по выражению (22), а безопасное расстояние от кромки косогора s выражением (21).

5. Как показали результаты сопоставлений моделей Кулона-Мора (Ренкина) и Кулона, углы отклонения площадок сдвига θ имеют различные значения (рис.5). Так же приводятся сравнение с этими результатам предложенные авторами величин этих углов (24,25). Откуда следует, что напряженное состояние в элементарном объеме грунта отличается от круговой зависимости модели Мора. В этом случае линия предельной огибающей пересекает круги Мора. Предложенные авторами с использованием классической теории прочности Кулоном выражения определения предельного отклонения углов сдвига θ (24, 25) дают возможность аналитически определять активное, пассивное давление грунта (13, 15, 16) и предельные нагрузки на поверхности (21, 22).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] R.F.Craig. Craigs soil mechanics-7th td. 2004
- [2] Kerisel. J and Absi.E (1990) Active and passive earth pressure tabltss. 3rd edn. Balkema.
- [3] Braja M. DAS Principles of geotechnical engineering. 25th td.2004
- [4] Справочник геотехника «Основания, фундаменты подземные сооружения», -М.: Изд-во АСВ,2016-588-650 с.
- [5] Khasanov A. Z and.. Khasanov Z.A.. Experimental and Theoretical Study of Strength and Stability of Soil. 2020 Taylor & Francis Group Boca Raton London New York Leiden. A belkima book. 142 p.

Дата поступления
11.02.2023

Хасанов А.З., Хасанов З.А. Тўсиқ конструкцияларга грунтларнинг фаол босимини ва қияликларнинг турғунлигини аниқлаш масаласи

Аннотация: Мақолада боғланмаган грунт қияликларининг текис сирт бўйича силжиши ва унинг турғунлик шартларининг математик моделлари кўрилган. Грунт массивларининг тиргак деворларга босими ва уларнинг турғунлик ҳолати масалалари ягона модел асосида талқин қилинган ва грунтларнинг силжишига қаршилиги назариясига асосланган ҳолда ечими олинган. Мақолада грунт массивлари турғунлик назариясига асосланган ҳолда устиворлик коэффициентларига таҳлил берилган ва уларни аниқлаш усули келтирилган. Силжиш сиртларининг оғиш бурчаклари ўзгариши натижасида ҳар хил мустаҳкамлик назарияларига асосланган ҳолда (Кулон, Мор ва муаллифлар таклиф қилган модел) энг ноқулай оғиш бурчакларини аниқлаш ифодалари келтирилган. Мақолада заминга узатилаётган критик кучларнинг қийматини топиш ифодалари келтирилган.

Калим сўзлар: Қияликларнинг турғунлик ҳолати, грунтларнинг ён томонга босим коэффициенти, актив ва пассив босимлар, грунтларнинг энг ноқулай силжиш сирти оғиш бурчагини аниқлаш масаласи, қияликка узатилаётган критик кучларини аниқлаш.

Khasanov A.Z., Khasanov Z.A. Tasks of determining slope stability and active earth pressure on enclosing structures

Abstract: The paper deals with the analysis of known theories of soil strength. Based on this analysis, a new concept of the theory of soil strength is proposed, which allows taking into account the fundamental parameters of soil strength: the angle of internal friction, specific cohesion, and the lateral pressure coefficient. Analytical expressions are given that make it possible to determine the stress state on areas deviated with respect to the principal stresses. The definition of the physical essence of the concept of "coefficient of lateral pressure for soils" is given. An example of the implementation of the proposed model and its graphical application are given.

Keywords: Stability of slopes and slopes, soil pressure on fences, stability coefficients and methods for their determination, shear surface deflection angles, determination of critical loads on slope surfaces.

УДК 532

КОЛЕБАНИЯ ЗДАНИЙ С КОМБИНИРОВАННОЙ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИЕЙ НА УРОВНЕ ФУНДАМЕНТА ПРИ РЕАЛЬНЫХ СЕЙСМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

¹Мирзаев И., ²Ювмитов А.С., ¹Турдиев М.С.

¹Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

²Институт механики и сейсмостойкости сооружений имени М.Т.Уразбаева, Ташкент, Узбекистан

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

Аннотация: Объектом исследования являются здания, в которых между фундаментом и ростверком устанавливаются сейсмоизолирующие элементы сухого трения и резинометаллические демпферы. Особенностью этого комбинированного способа защиты зданий от действия землетрясений является сложность проведения расчетов динамических процессов, так как задачи становятся нелинейными. Разработан алгоритм расчета перемещений, скоростей, ускорений и сдвиговых усилий, возникающих вследствие воздействия горизонтальной и вертикальной компонент записи сейсмограммы. На примере четырехэтажного здания при наборе четырех записей землетрясений 8, 9 и выше баллов по MSK-64 показано влияние резинометаллического демпфера на уровень снижения сдвигового усилия при использовании скользящего фундамента. Снижение уровня сдвигового усилия в здании зависит от частотного состава и максимальной амплитуды ускорения сейсмической волны, а также от жесткости и коэффициента вязкости резинометаллического демпфера.

Ключевые слова: Сейсмограмма, демпфер, перемещение, шаг аппроксимации; сейсмическая изоляция; фторопласт; сухое трение.

Введение. Важность защиты зданий и сооружений от воздействия сильных землетрясений не вызывает сомнений, так как это связано с жизнью и здоровьем людей. Для уменьшения силы воздействия землетрясений на здания и сооружения используются различные способы сейсмоизоляции, демпфирования и другие конструктивные решения [1–11].

Для определенных типов зданий эффективным способом сейсмоизоляции является скользящий фундамент с использованием фторопласта [8–9]. В [10] приведены результаты лабораторного эксперимента на модели здания жесткого типа с сейсмоизолирующим скользящим поясом из стали и фторопласта с коэффициентом трения 0.04, показана возможность снижения ускорения здания до 10 раз для землетрясения интенсивности 10 баллов по шкале MSK-64. По результатам экспериментов на гармоническом воздействии с частотой до 10 Гц и ускорением платформы до 10 м/с² построен график изменения отношения ускорения сооружения к ускорению сейсмического воздействия. В [6] рассмотрены вопросы выбора оптимального значения коэффициента сухого трения для снижения воздействия землетрясения на здания со скользящим фундаментом, когда здание моделируется

как масса с пружиной, а масса ростверка не учитывается, и решается задача по модели идеального упругопластического взаимодействия. В [3–5] приведены результаты исследований пространственных конструкций зданий на действие реальных землетрясений по комплексу программ LS-DYNA. При изучении движения материальной точки на шероховатой плоскости [11] предполагается, что на материальную точку всегда действует сила сухого трения, направленная против движения, при этом многократные остановы и скольжения не рассмотрены. В [7] сейсмоизолирующее устройство моделируется билинейной моделью взаимодействия при исследовании колебания зданий под действием реальных землетрясений, описывается подробный алгоритм решения нелинейной задачи.

В нелинейных задачах сейсродинамики подземных сооружений используют модель сухого трения при взаимодействии трубопровода с грунтом. В [12] предложена оценка сейсмостойкости подземных трубопроводов сложной конфигурации на основе записей реальных землетрясений. Нестационарные задачи для стержня с внешним сухим трением решены методом характеристик в [13]. В [14] построена конечно-разностная аппроксимация уравнения движения стержня с внешним сухим трением при моделировании задачи выдергивания буровых труб ударным воздействием и разработан алгоритм решения нелинейной задачи.

В настоящей работе будем использовать алгоритм, описанный в [15], при дополнительном учете вертикальной компоненты сейсмической волны, а также совместную работу устройств сухого трения и резинометаллического демпфера между ростверком и фундаментом.

Постановка задачи. Пусть задано горизонтальное и вертикальное движения основания здания в виде сейсмограммы реального землетрясения. Будем считать, что фундамент здания приобретает такое же перемещение, а ростверк разделен от фундамента двухслойным фторопластом [8–9] и резинометаллическим демпфером. В качестве модели взаимодействия двух слоев фторопласта примем модель сухого трения Кулона, а деформирование резинометаллического демпфера описывается вязкоупругой моделью [16–17].

Здание представим одномерной сдвиговой моделью с сосредоточенными массами и безынерционными упругими связями

$$\begin{aligned} [M] \cdot \{\ddot{U}\} + [C] \cdot \{\dot{U}\} + [K] \cdot \{U\} &= \{Q(t)\}, \\ \{U\} = \{U_{st}\}, \quad \{\dot{U}\} &= 0, \text{ при } t = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где $[M]$ – диагональная матрица масс, массы расположены в уровнях этажей, $[K]$ – матрица жесткостей, $[C] = \alpha \cdot [M] + \beta \cdot [K]$ – матрица вязкости, $\{U\} = \{u_0, u_1, \dots, u_n, v_1, \dots, v_n\}^T$ – вектор перемещений, u_i, v_i – горизонтальные и вертикальные перемещения масс, $\{U_{st}\}$ – вектор перемещений в начальный момент времени, элементы, соответствующие сдвиговому перемещению равны нулю, а вертикальному перемещению определяются из решения статической задачи. Условие взаимодействия массы скользящего ростверка $[M_0]$ с фундаментом имеет вид

$$u_0 = u_g - u_r, \text{ если } |F_0| < |F_{fr}|, \text{ т.е. при совместном движении,} \quad (2)$$

$$F_0 = F_{fr}, \text{ при скольжении,} \quad (3)$$

$$v_0 = v_g, \quad (4)$$

где u_0, v_0 – перемещения ростверка, u_g, v_g – горизонтальное и вертикальное перемещения фундамента, т.е. аппроксимированные функции оцифрованной сейсмограммы землетрясения, u_r – величина сдвига в момент времени в начале текущего совместного движения фундамента и ростверка, т.е. разность между значениями перемещений фундамента и ростверка (в начальный момент времени $u_r = 0$), F_0 – неизвестное значение силы сцепления между

верхним и нижним фундаментами, $F_{fr} = \text{sign}(\dot{u}_g - \dot{u}_0) \cdot f \cdot P$ – значение силы сухого трения, f – коэффициент сухого трения, P – сила давления на скользящий элемент фундамента в динамическом процессе, если не учитывать вертикальные колебания, тогда это вес здания.

Следует отметить, что вертикальные колебания не зависят от горизонтальных колебаний зданий, а горизонтальные колебания зависят от вертикальных колебаний зданий через условие (3), так как во время вертикальных колебаний давление на скользящий фундамент изменяется.

При совместном движении перемещение u_0 определяется по равенству (2) и уравнение движения массы M_1 имеет вид

$$M_1 \ddot{u}_1 + k_1 u_1 + c_1 \dot{u}_1 - k_2 (u_2 - u_1) - c_2 (\dot{u}_2 - \dot{u}_1) = k_1 u_0 + c_1 \dot{u}_0 \quad (5)$$

В этом случае $Q_1 = k_1 u_0 + c_1 \dot{u}_0$, остальные элементы вектора $\{Q\}$, соответствующие горизонтальным перемещениям сосредоточенных масс, равны нулю. Уравнение вертикального движения массы M_1 имеет вид, подобный (5), в правой части прибавляется $M_1 g$. Элементы вектора $\{Q\}$, соответствующие вертикальным перемещениям сосредоточенных масс, равны значениям весов соответствующих сосредоточенных масс.

Скольжение с сухим трением наступает только тогда, когда выполняется условие (3). Рассматриваемая задача (1), (2), (3) является нелинейной задачей, при этом отсутствуют условия вычисления неизвестной функции F_0 , а также во время динамического процесса изменяются размерности матриц $[M]$ и $[K]$. При скольжении имеет место уравнение для массы M_0

$$M_0 \ddot{u}_0 + k_0 u_0 - k_1 \cdot (u_1 - u_0) + c_0 \dot{u}_0 - c_1 \cdot (\dot{u}_1 - \dot{u}_0) = F_{fr} + k_0 u_g + c_0 \dot{u}_g, \text{ при этом}$$

$$Q_0 = F_{fr} + k_0 u_g + c_0 \dot{u}_g$$

где k_0, c_0 , жесткость и вязкость резинометаллического демпфера между фундаментом и ростверком.

Для решения задачи в целом воспользуемся следующим алгоритмом. На каждом шаге по времени решаем задачи в трех постановках:

1. Уравнение (1) решаем с условием (2);
2. Уравнение (1) решаем с условием (3), при $F_0 = f \cdot P$;
3. Уравнение (1) решаем с условием (3), при $F_0 = -f \cdot P$.

При этом матрицы $[M]$ и $[K]$ в первой постановке имеют размер $2n \times 2n$ (здесь n – количество этажей здания), а во второй и третьей постановках $(2n + 1) \times 2n$. Выбор истинного решения из этих трех решений осуществляется следующим образом. Если относительные скорости $\dot{u}_g - \dot{u}_0$, во втором и третьем постановках задач имеют разные знаки, тогда истинным решением является решение задачи в первой постановке, потому что приложенная сила сухого трения заставляет двигаться в разные стороны и значит неизвестная сила меньше предельного значения силы сухого трения, т.е. массы нижнего и верхнего фундаментов на этом шаге по времени движутся вместе без скольжения. Если относительные скорости во втором и третьем постановках задач имеют одинаковые знаки, тогда истинным решением является решение задачи в той постановке, в которой относительная скорость по абсолютному значению наименьший, потому что сила сухого трения направлена против относительного движения. Все три задачи решаются методом Ньюмарка [1], оцифрованная сейсмограмма землетрясения аппроксимируется сплайн функцией Эрмита. При этом шаг по времени в методе Ньюмарка должно быть меньше шага записи землетрясения.

Обсудим результаты расчетов на следующих примерах. Пусть заданы характеристики 4 этажного здания, а также сейсмограммы следующих землетрясений [18]:

1. Cairano 3 – 000319 (16.01.1981 г, 8 баллов по MSK-64, максимальное ускорение – 1.47 м/с², максимальное перемещение – 0.0029 м, шаг оцифрования – 0.005 с, продолжительность – 22.175 с);

2. Tolmezzo-Diga Ambiesta – 000055 (06.05.1976 г, 9 баллов по MSK-64, максимальное ускорение – 3.35 м/с^2 , максимальное перемещение – 0.0039 м , шаг оцифрования – 0.005 с , продолжительность – 46.535 с);
3. Nocera Umbra 2 – 000856 (03.04.1998 г, 9 баллов по MSK-64, максимальное ускорение – 3.73 м/с^2 , максимальное перемещение – 0.0054 м , шаг оцифрования – 0.005 с , продолжительность – 40.990 с);
4. Tabas – 000187 (16.09.1978 г, 10 баллов по MSK-64, максимальное ускорение – 10.17 м/с^2 , максимальное перемещение – 0.3446 м , шаг оцифрования – 0.005 с , продолжительность – 78.395 с).

Четырехэтажное здание серии 76-017СА/53 имеет следующие характеристики: кирпичное здание размером в плане 389.88 м^2 ; сосредоточенные массы в уровнях ростверка и этажей $M_0 = 497575 \text{ кг}$, $M_1 = 495000 \text{ кг}$, $M_2 = 495000 \text{ кг}$, $M_3 = 495000 \text{ кг}$, $M_4 = 698000 \text{ кг}$, при этом общий вес здания, давящий на фундамента, равен $P = 26269635 \text{ Н}$; сдвиговые жесткости по этажам одинаковы $k_i = 16.08 \cdot 10^8 \text{ Н/м}$; вязкость материала здания по этажам одинаковы $\mu_i = 26.9 \cdot 10^5 \text{ Нс/м}$.

Результаты расчетов и их обсуждение. При численном решении задач с сухим трением, не зависимо от выбора явной или неявной конечно-разностной схемы, шаг по времени необходимо подбирать для обеспечения достаточной точности. В наших примерах расчетов шаг по времени был выбран равным 0.0001 с .

На рис. 1 представлены результаты расчетов изменения сдвиговых усилий по времени в первом этаже четырехэтажного здания только для горизонтальной компоненты при землетрясении №4 для случаев без учета и с учетом скользящего элемента, а также резино-металлического демпфера. Из этих графиков видно, что использование скользящего фундамента с фторопластом с коэффициентом сухого трения $f=0.05$, жесткостью и вязкостью резинометаллического демпфера $k_0 = 0.1608 \cdot 10^8 \text{ Н/м}$, $\beta_0 = 0.001 \text{ с}$ приводит к снижению максимального значения сдвигового усилия на 74% (т.е. в 3.9 раза) по отношению к случаю отсутствия скользящего фундамента. Во второй половине процесса, из-за уменьшения ускорений в сейсмической волне, разница между максимальными значениями сдвиговых усилий уменьшается.

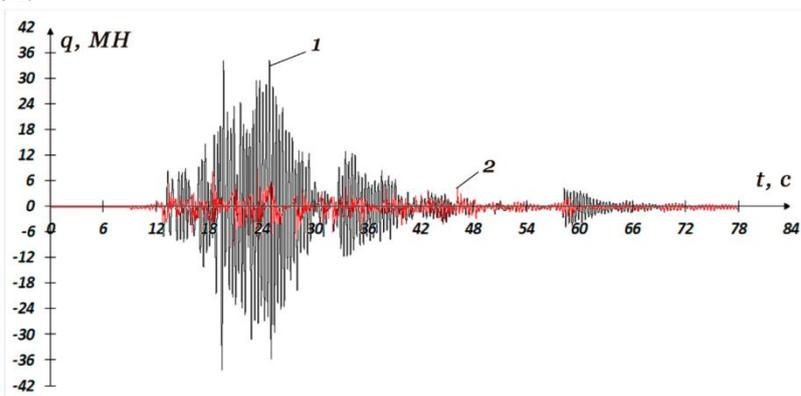


Рис. 1. Изменение сдвиговой силы в первом этаже четырехэтажного здания без учета скольжения (1), с учетом скольжения и резинометаллического демпфера (2).

На рис. 2 представлены результаты расчетов изменения сдвиговых усилий по времени в первом этаже четырехэтажного здания для горизонтальной и вертикальной компоненты при землетрясении №4 для случаев без учета и с учетом скользящего элемента, а также резинометаллического демпфера. Из этих графиков видно, что использование скользящего фундамента с фторопластом с коэффициентом сухого трения $f=0.05$, жесткостью и вязкостью резинометаллического демпфера $k_0 = 0.1608 \cdot 10^8 \text{ Н/м}$, $\beta_0 = 0.001 \text{ с}$ приводит к снижению максимального значения сдвигового усилия на 48% (т.е. в 1.9 раза) по отношению к случаю отсутствия скользящего фундамента.

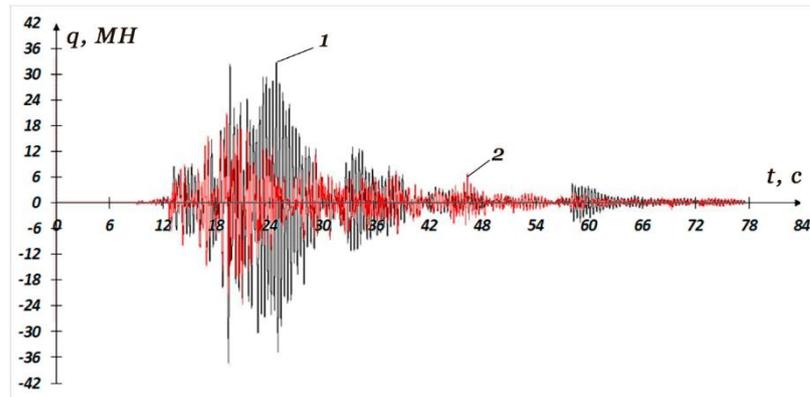


Рис. 2. Изменение сдвиговой силы в первом этаже четырехэтажного здания без учета скольжения (1), с учетом скольжения и резинометаллического демпфера (2).

Далее в таблицах показано, что скользящий ростверк не всегда приводит к снижению сдвиговых усилий в несколько раз. Все зависит от характеристик здания и характера сейсмической волны. Поэтому, исходя от площадки строительства, необходимо подбирать близкие по преобладающим частотам записи сейсмограмм, и проводить вычисления.

В таблицах 1 – 2 максимальные значения сдвиговых усилий q_{\max} (при жестком контакте фундамента с основанием) и $q_{1\max}$ (при скользящем ростверке и с резинометаллическим демпфером) заданы в килоньютонах.

Таблица 1.

Максимальные значения сдвиговых усилий по этажам для четырехэтажного здания при действии только горизонтальной компоненты землетрясения № 4 $\alpha_0 = 0$, $f = 0.05$

Этажи	Без скольжения q_{\max}	$k_0 = 0$		$k_0 = 0.1608 \cdot 10^8$		$k_0 = 0.3216 \cdot 10^8$		$k_0 = 1.608 \cdot 10^8$		$k_0 = 3.216 \cdot 10^8$	
		$q_{1\max}$	$\beta_0 = 0$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$
1	37600	8900	9690	8650	8930	10400	24400	20000	28700	24700	
2	34500	7950	11500	11300	9130	9260	19500	16400	21900	20200	
3	27300	7880	10100	10300	10000	10500	14200	12000	16100	16700	
4	17300	8580	9030	8760	9870	9200	8660	8430	10900	10700	

Таблица 2.

Максимальные значения сдвиговых усилий по этажам для четырехэтажного здания при действии горизонтальной и вертикальной компонент землетрясения № 4 $\alpha_0 = 0$, $f = 0.05$

Этажи	Без скольжения q_{\max}	$k_0 = 0$		$k_0 = 0.1608 \cdot 10^8$		$k_0 = 0.3216 \cdot 10^8$		$k_0 = 1.608 \cdot 10^8$		$k_0 = 3.216 \cdot 10^8$	
		$q_{1\max}$	$\beta_0 = 0$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$	$\beta_0 = 0.001$	$\beta_0 = 0.01$
1	37600	24600	19500	22100	23700	23900	19100	27100	33300	22500	
2	34500	24800	21500	22300	23400	24700	20400	24700	25700	23500	
3	27300	21800	18700	20000	20300	21700	20000	21600	19100	19700	
4	17300	19600	14300	13900	15400	17900	18600	15500	21500	15300	

Выводы. Описан алгоритм численного решения задачи колебаний здания со скользящим фундаментом по модели сухого трения Кулона с учетом остановок скольжения и при наличии резинометаллического демпфера. На примере четырехэтажного здания при наборе четырех записей землетрясений показано, что использование скользящего фундамента снижает уровень сдвигового усилия в теле здания, но не всегда приводит к многократному снижению сдвигового усилия. Учет вертикальной компоненты сейсмической волны в случае использования скользящего фундамента уменьшает эффект скольжения. Комбинированное использование скользящего фундамента и резинометаллического демпфера позволяет

управлять уровнем снижения сдвиговых усилий за счет подбора коэффициента сухого трения скользящего ростверка, а также жесткости и вязкости резинометаллического демпфера. При использовании комбинированной сейсмоизоляции зданий и сооружений для снижения действия землетрясения необходимо, исходя от площадки строительства, подбирать близкие по преобладающим частотам записи сейсмограмм и проводить вычисления по описанному алгоритму.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Chopra, K.A. Dynamics of structures. Fourth Ed. USA, Berkeley, Prentice Hall, One Lake Street, Upper Saddle River, NJ 07458, 2012. 980 p. ISBN:0-13-855214-2.
- [2] Yuvmitov, A.S., Hakimov, S.R. Study of the seismic isolation influence on the dynamic characteristics of building. ACTA TTPU 2. 2020. Pp. 59–65.
- [3] Mkrychev, O.V., Mingazova, S.M. Study of the seismic isolation sliding belt: The case of a monolithic reinforced concrete building. Journal of Physics: Conference Series. 2020. 1425(1). Pp. 3-10.
- [4] Mkrychev, O.V., Mingazova, S.M. Analysis of the reaction of reinforced concrete buildings with a varying number of stories with a seismic isolation sliding belt to an earthquake. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. 869(5). Pp. 3-12.
- [5] Mkrychev, O.V., Bunov, A.A. Calculation on displacements features of seismic isolated building. Vestnik MGSU. 2014. (6). Pp. 63-70.
- [6] Uzdin, A.M., Sandovich, T.A., Amin, Al Naser M.S. Fundamentals of Earthquake-Resistance Theory and Earthquake-Proof Construction of Buildings and Structures. Saint - Petersburg, VNIIG, 1993. 176 p.
- [7] Rashidov, T.R., Kuznetsov, S. V., Mardonov, B.M., Mirzaev, I. Applied problems of seismic dynamics of structures. Book 1. the effect of seismic waves on the underground pipeline and foundations of structures interacting with the ground environment. Tashkent, Navro'z, 2019. 269 p. ISBN:978 9943 565 56 2.
- [8] Kuznetsov, V., Chen, S. Sliding girt with fluoroplastic for earthquake-proof building. Engineering and construction journal. 2011. 21(3). Pp. 53–58.
- [9] Chen, S. Seismically isolated building with sliding fluoroplastic belt. Saint Petersburg, 2011. 86 p.
- [10] Apsemetov, M.Ch., Andashev, A.J. Calculation of buildings and structures with seismic-insulating sliding belt for seismic effects with intensity over 9 points. Vestnik MIU. 2017. 3(145). Pp. 86–91.
- [11] Elmer, F.J. Nonlinear dynamics of dry friction. Journal of Physics A: Mathematical and General. 1997. 30(97). Pp. 6057–6063.
- [12] Bekmirzaev, D.A., Mirzaev, I. Earthquake Resistance Assessment of Buried Pipelines of Complex Configuration Based on Records of Real Earthquakes. Soil Mechanics and Foundation Engineering. 2021. 57(6). Pp. 491–496.
- [13] Nikitin, L. V. Multiple impacts of a bar with external dry friction. Dynamics of Vibro-Impact Systems. 1999. Pp. 221–230.
- [14] Mirzaev, I. Dynamics of prestressed rod under impact load. Dynamics Problems of Inelastic Medium: Continuum Dynamics. 1985. 71. Pp. 65–74.
- [15] Mirzaev, I.; Turdiyev, M. S. Vibrations of Buildings with Sliding Foundations under Real Seismic Effects; 2021; Construction of Unique Buildings and Structures; Volume 94 Article No 9407
- [16] Elastomeric isolators series SI S04, curved surface sliders . FIP INDUSTRIAL. URL: <https://www.docplayer.net/133188454-Curved-surface-sliders.html>.
- [17] Elastomeric isolators series SI S02, curved surface sliders. FIP INDUSTRIAL. URL: <https://www.sismica.cl/sis/wp-content/uploads/2015/08/S02-SI-en.pdf>
- [18] Ambraseys, N.N., Smit, P., Douglas, J., Margaris, B., Sigbjörnsson, R., Ólafsson, S., Suhadolc, P., Costa, G. Internet site for European strong-motion data. Bollettino di Geofisica Teorica ed Applicata. 2004. 45(3).

Дата поступления
05.06.2023

Мирзаев И., Ювмитов А.С., Турдиев М.С. Мавжуд сейсмик таъсирлар остида аралаш усулда сейсмик изоляцияланган биналарнинг тебранишлари

Аннотация: Таъқиқотнинг мақсади – пойдевор ва ростверк орасида сейсмик изоляция қилувчи қуруқ ишқаланиш элементлари ва каучук-металл амортизаторлар ўрнатилган биналар. Биналарни zilzilалардан ҳимоя қилишнинг ушбу комбинацияланган усулининг ўзига хос хусусияти динамик жараёнларни ҳисоблашнинг мураккаблиги, чунки муаммолар чизикли эмас. Сейсмограмма ёзувининг горизонтал ва вертикал қисмларидан келиб чиқадиган силжешлар, тезликлар, тезланишлар ва силжиш кучларини ҳисоблаш алгоритми ишлаб чиқилган. Каучук-металл амортизаторнинг сирпанувчи пойдевор ёрдамида кесини камайтириши даражасига таъсири тўрт қаватли бино учун тўртта МСК-64 бўйича zilzila ёзувлари тўпламидан 8, 9 ва ундан юқори балл бўлган ҳолда кўрсатилган.

Калит сўзлар: Сейсмограмма, дампер, кўчиш, яқинлашиш босқичи; сейсмик изоляция; флоропласт; қуруқ ишқаланиш.

Mirzaev I., Yuvmitov A.S., Turdiyev M. S. Vibrations of buildings with combined seismic isolation at the foundation level under real seismic impacts

Abstract: The object of the study is buildings in which seismic isolating elements of dry friction and rubber-metal dampers are installed between the foundation and the strut. The peculiarity of this combined method of protection of buildings against earthquakes is the complexity of carrying out calculations of dynamic processes, since the problems become nonlinear. An algorithm for calculating displacements, velocities, accelerations and shear forces due to the horizontal and vertical components of the seismogram record has been developed. By the example of a four-story building with a set of four MSK-64 earthquake records of magnitude 8, 9 and higher, the effect of a rubber-metal damper on the level of shear force reduction when using a sliding foundation is shown.

Keywords: Seismogram, damper, displacement, approximation step; seismic isolation; fluoroplast; dry friction.

КРАТКОЕ СООБЩЕНИЕ

О монографии Б.Ш.Юлдошева, О.И.Карабаева, У.А.Халматова “Математические и численные методы моделирования напряженно-деформированного состояния вмещающих пород при теплообмене с магмой”

Изучение геологических процессов, происходящих вследствие воздействия высокой температуры интрузивов гранитоидной магмы в земную кору (вмещающей среды), имеет важное как познавательное, так и народнохозяйственное значение. Математическое моделирование этих процессов способствует выявлению различных форм генетической связи постмагматического оруденения с гранитоидными интрузивами, исследуя которых можно вести прогноз промышленных запасов месторождений редких металлов, и является одним из актуальных вопросов науки о земле.

Методы механики сплошной среды широко применяются в задачах геотектоники, процессов формирования очага землетрясений, сейсмологии, теплообмена, термоаномалий и гидротермальных процессов в Земной коре. Разработаны математические модели теплообмена в магматогенных процессах, динамики эндогенного рудообразования, процессов дифференциации магмы и т.д. Вопросы моделирования температурных напряжений интрузивных тел и вмещающей среды, а также роль термоупругой напряженности вмещающей среды при зональном размещении трещиноватых структур вокруг интрузивных тел пока мало изучены. Проведение исследования по математическому моделированию температурных напряжений системы «интрузив+вмещающая среда», является весьма актуальными. Они позволяют научно обосновать гипотезу академика Х.М.Абдуллаева о возможном механизме образования трещин в Земной коре вблизи интрузивных тел при ее разогреве высокой температурой магмы и последующего остывания, следуя которой можно разрабатывать методики расчетов зональности трещиноватых структур в такой среде. Информация такого характера имеет важное значение при уточнении промышленных запасов открытых месторождений и позволяет сузить фронт работ геологоразведочных исследований по выявлению, особенно, глубоких (скрытых) месторождений постмагматического типа и оценки их запасов.

Глава 1 посвящена анализу результатов геологических наблюдений и экспериментов по выявлению различных форм взаимосвязи постмагматической минерализации с гранитоидными интрузивами, а также исследований по математическому моделированию процессов постмагматического оруденения и связанных с ним явлений.

Численному моделированию температурных напряжений интрузивных тел простой формы посвящена глава 2. Приводится постановка задачи о термоупругой напряженности с учетом разрушения для идеализированной системы, представляющей собой интрузив в форме длинного цилиндра внедренное в однородную среду. Рассматривается случай мгновенного излияния магмы в камеру. В качестве модели теплообмена принято уравнение Фурье, а модель основана на первой теории прочности.

Глава 3 посвящена численному моделированию пространственных стационарных температурных напряжений вмещающих пород, где рассмотрены численное моделирование стационарных температурных напряжений известняков и сланцевых пород.

Численному моделированию квазистационарных температурных напряжений кусочно-однородной среды посвящена глава 4. Разработан метод расчета границ распространения трещин вмещающей среды со структурными неоднородностями, основанная на теории квазистационарных температурных напряжений.

В монографии: разработана математическая модель термоупругой напряженности системы «интрузив + вмещающая среда» вследствие разогрева за счет тепловой энергии интрузива; доказана гипотеза академика Х.М.Абдуллаева о возможном механизме образования трещин в системе «интрузив + вмещающая среда» вследствие разогрева за счет тепловой энергии интрузива. На основе анализа результатов моделирования разработан новый метод прогноза избирательного характера локализации рудных тел в постмагматических рудных месторождениях на основе математической модели.

Книга будет полезна для магистров, докторантов, научных работников и специалистов в области механики сплошных сред, а также рассчитана на специалистов занимающихся вопросами приложения геомеханики для прогноза рудных месторождений.

Член редколлегии журнала
д.т.н., профессор,
академик АН РУз М.М.Мирсаидов

УКАЗАТЕЛЬ СТАТЕЙ И СООБЩЕНИЙ, ОПУБЛИКОВАННЫХ В УЗБЕКСКОМ ЖУРНАЛЕ «ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ» В 2023 Г.

Номер
журнала

Sokolov V. On the prospective characteristics of seismic hazard to be used in design and for risk mitigation.....	1
Алимухамедов Ш.П., Турсунов Н.К., Тоиров О.Т. Проблемы формирования шлака в индукционных тигельных печах.....	3
Алимухамедов Ш.П., Турсунов Н.К., Тоиров О.Т., Уразбаев Т.Т. Исследование процесса рафинирования стали от фосфора в индукционной тигельной печи.....	4
Ахмеджанов Ю.А. Уравнение движения ускорителя сырцового валика зоны пыльного джигирования.....	4
Ахмедов А.Б., Ибодуллаев Ш.Р., Кулдибаева Л.А. Математическое моделирование распределения поля температур в слоистых пластинах.....	3
Ахмедов А.Б., Холманов Н.Ю. Математическое моделирование проката металлической полосы по асимметричной технологии.....	2
Ахмедов М. Турецкое землетрясение 6 февраля 2023 года.....	1
Бахадиров Г.А., Ачилов Г.К. Определение сил опорных реакций в механизме давления многооперационной валковой машины.....	4
Бахадиров Г.А., Цой Г.Н., Набиев А.М. Экспериментальное исследование влияния сочетания пар валов на процесс отжима влаги из мокрого кожевенного полуфабриката.....	2
Бегматов А. Связанная задача о соударении жесткого тела, двигающегося с постоянной скоростью, и вязкопластического стержня конечной длины.....	2
Бурнашев В.Ф., Кайтаров З.Д. Моделирование многофазной фильтрации в деформируемой пористой среде.....	2
Виктор Васильевич Москвитин и теория циклического нагружения.....	3
Д.М. Мухаммадиев, Ф.Х. Ибрагимов, О.Х. Абзоиров, Л.Ю. Жамолова. Исследования изгиба пыльных дисков линтерной машины.....	2
Далабаев У., Латипов Н. Моделирование течения при наличие подводной растительности.....	3
Действительный член Академии наук Узбекистана академик Халил Ахмедович Рахматулин.....	3
Доктору физико-математических наук, профессору Быковцеву Александру Сергеевичу – 70 лет.....	3
Дусматов О.М., Маматкабилов А.Х. Устойчивость движения автомобиля с учетом упругости и деформируемости шин.....	1
Закиров А.Х. Истечение жидкости из сужающихся-расширяющихся насадок.....	3
Исмоилова С.И., Султанов К.С., Хазратова Т.Я., Бегманов Р.А. Закон нелинейного деформирования шелковых нитей и их параметрический анализ.....	2
Исмоилова С.И., Султанов К.С., Хазратова Т.Я., Гаффаров Ш.А. Деформационный метод расчета прочности текстильных нитей и пряж.....	1
К. Наврузов, А.А. Мирзоев, Ш.Б. Шарипова. Пульсирующее течение упруговязкой несжимаемой жидкости в плоском канале.....	2
Коршунова Н.А., Рузматов М.И. Новый метод определения аналитических решений задачи оптимизации траекторий в гравитационном поле сферической планеты.....	3
Краткое сообщение о «Рахматулинских чтениях».....	3
Литвинов В.Л., Литвинова К.В. Применение дискретного преобразования фурье для вычисления частот поперечных колебаний каната, движущегося в продольном направлении.....	3
Логинов П.В., Хамидов С.С., Акбаров Н.А. Численное решение распространения плоской волны в линейной вязкоупругой среде.....	4
Мадалиев М.Э., Наврузов Д.П., Шоев М.А. Использование двухжидкостной модели турбулентности для численного решения задач осесимметричных закрученных струйных течений.....	4
Маликов З.М., Йулдашев А.Т., Мадалиев М.Э., Хайдаров С.И., Анализ эффективности гидроциклона на основе пакета программ Comsol Multiphysics.....	4
Мардонов Б., Салимов О. Статистический метод оценки эффективности очистки мелкого сора и пыли при транспортировке хлопка-сырца.....	1
Мардонов Б.М., Бекмирзаев Д.А., Нишонов Н.А., Бердибаев М.Ж., Ботабаев Н.И. Колебания балки железобетонных мостов взаимодействующих с грунтовыми опорами при действии подвижных сверхнормативных грузов.....	2
Мирзаев И., Аскарлова Д.С. Пространственные колебания железнодорожного железобетонного моста с нелинейным деформированием его опорной части при землетрясениях.....	2
Мирзаев И., Шомуродов Ж.Ф. Расчет на сейсмостойкость подземного трубопровода на основе экспериментальных кривых взаимодействия с грунтом.....	1

Мирзаев И., Ювмитов А.С., Турдиев М.С. Колебания зданий с комбинированной сейсмоизоляцией на уровне фундамента при реальных сейсмических воздействиях.....	4
Мирзаев Ш.М., Жумаев Ж., Ибрагимов С.С. Моделирование процесса солнечной сушки винограда в установках косвенного типа с естественной конвекцией воздуха.....	4
Мирсаидов М.М. Краткое сообщение о монографии Б.Ш.Юлдошева, О.И.Карабаева, У.А.Халматова	4
Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Абзоиров О.Х., Жамолова Л.Ю. Расчет радиальных колебаний междупильных прокладок линтерной машины.....	1
Мухаммадиев Д.М., Ибрагимов Ф.Х., Абзоиров О.Х., Жамолова Л.Ю. Экспериментальное исследование междупильных прокладок линтерной машины на сжатие.....	4
Набиев А.Н., Набиев А.А. Распространение цилиндрической ударной волны в грунте	3
Назаров Ф.Х. Численное исследование потока с обратным уступом при помощи модели турбулентности.....	1
Назаров Ф.Х., Абдухамидов С.К. Численное исследование течения в каналах при наличии значительных препятствий.....	4
Назаров Ф.Х., Наврузов Д.П., Адиллов К. Численное исследование нестационарной теплопередачи	2
Парпиев А., Эргашов М., Кузиев Б. Теоретическое обоснование устранения дефектов, возникающих в оборудовании для очистки хлопка.....	1
Ризаев А.А. О монографии Р.Д. Матчанова «Разработка хлопкоуборочной машины для селективного сбора хлопка»	2
Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А., Джураева Н.Б., Купайсинова Х.А. Оценка производительности серийной и вертикально-шпиндельной хлопкоуборочной машины с эпи- и гипоциклическими приводами.....	1
Ризаев А.А., Кулдошев Д.А., Джураева Н.Б., Алимова Д.Б. Исследование эпициклического движения шпинделя в рабочей камере уборочного аппарата.....	3
Ризаев А.А., Худжаев М.К. Вынужденная вибрация клиновой пары под воздействием постоянной силы.....	4
Сагдиев Х.С., Ювмитов А.С. Динамические характеристики зданий разных конструктивных решений и свойства грунта строительной площадки.....	4
Сагдиев Х.С., Ювмитов А.С., Галиаскаров В.А., Тешабоев З.Р., Собиров З.Ж., Шерниёзов Х.О., Мирзакабиллов Б.Н. Оценка сейсмостойкости зданий, построенных до применения требований норм сейсмостойкого строительства.....	1
Сидиков М.Н., Тўражонов К.М. Анализ стационарных движений статически несбалансированного ротора в рамках модели Джеффкотта	3
Сирожиддинов З., Иноятов Д. Оценка несущей способности пирамидальных свай.....	1
Старовойтов Э.И., Абдусаттаров А., Рузиева Н.Б. Циклическое нагружение упругопластических трёхслойных стержней с учетом их повреждаемости.....	1
Старовойтов Э.И., Леоненко Д.В., Абдусаттаров А. Знакопеременное термосиловое нагружение трехслойной пластины погонными моментами.....	3
Султанов К.С., Умархонов С.И. Напряженное состояние грунтовых плотин при кратковременных гармонических нагрузках.....	4
Тураходжаева Ф.Н., Тажибаев И.И. Определение качества и деградации цементированной массы на основе метода спектроскопии.....	4
Турдалиев В.М., Косимов А.А., Акбаралиев Х.Х., Мамашаев М.А. Кинематический анализ гармонического кулачкового механизма цилиндрического типа.....	2
Турсунов Н.К., Алимухамедов Ш.П., Кучкоров Л.А., Тоиров О.Т. Эксплуатационные характеристики боковых рам тележек подвижного состава	1
Усмонов А.И., Кулжонов Ж.Б., Сулаймонов Ф.У. Задача аномальной фильтрации неоднородной жидкости в двумерной области	3
Халджигитов А.А., Тилолов О.Ў. Численное решение частично-связанной задачи термоупругости в напряжениях.....	3
Хасанов А.З., Хасанов З.А. Задачи определения устойчивости откосов и активного давления грунтов на ограждения	4
Ходжабеков М.У. Об устойчивости нелинейных колебаний пластины с жидкостным динамическим гасителем.....	3
Хужаев И.К., Широин З.З. Гидравлический и тепловой расчет многосекционного теплообменника, работающего в однотрубной сети теплоснабжения	4
Хужаёров Б.Х., Холияров Э.Ч. Обратная коэффициентная задача для модели фильтрации Уоррена-Рута по определению коэффициентов перетока и проницаемости.....	2
Хужаёров Б.Х., Холлиев Ф.Б. Численное моделирование процесса аномального переноса вещества во фрактальной среде с помощью дробного дифференциального уравнения.....	1
Хусанов Д.Х., Латипова З.С. Глобальное отслеживание траектории манипулятора без измерения скоростей.....	1
Шермухамедов А.А., Тогаев А.А., Эргашев Н.Т., Рашидов А.А., Астанов Б.Ж. Прочностные характеристики рамной конструкции прицепа, грузоподъемностью 12 тонн.....	4
Шермухамедов У.З., Каримова А.Б., Тайиров Ш.Ш. Пространственный расчет неразрезных железобетонных мостовых конструкций на действие сейсмических воздействий.....	1
Юлдашев К.К., Тешабоев О.А., Низомов Т.И. Разработка конструкции эффективного винтового конвейера, транспортирующего и очищающего хлопок и обоснование параметров винта.....	4
Юлдашев Ф.Ш. Изучение волновых процессов в грунтах, создаваемых движением грузового транспорта	3

СОДЕРЖАНИЕ

К.С. Султанов, С.И. Умархонов. Напряженное состояние грунтовых плотин при кратковременных гармонических нагрузках..	3
Х.С. Сагдиев, А.С. Ювмитов. Динамические характеристики зданий разных конструктивных решений и свойства грунта строительной площадки	9
П.В. Логинов, С.С. Хамидов, Н.А. Акбаров. Численное решение распространения плоской волны в линейной вязкоупругой среде.....	25
Ш.П. Алимухамедов, Н.К. Турсунов, О.Т. Тоиров, Т.Т. Уразбаев. Исследование процесса рафинирования стали от фосфора в индукционной тигельной печи.....	35
И.К. Хужаев, З.З. Ширинов. Гидравлический и тепловой расчет многосекционного теплообменника, работающего в однотрубной сети теплоснабжения	42
З.М. Маликов, А.Т. Йулдашев, М.Э. Мадалиев, С.И. Хайдаров, Анализ эффективности гидроциклона на основе пакета программ Comsol Multiphysics	53
А.А. Ризаев, М.К. Худжаев. Вынужденная вибрация клиновой пары под воздействием постоянной силы.....	60
Д.М. Мухаммадиев, Ф.Х. Ибрагимов, О.Х. Абзоиров, Л.Ю. Жамолова. Экспериментальное исследование междупильных прокладок линтерной машины на сжатие.....	64
Ф.Х. Назаров, С.К. Абдухамидов. Численное исследование течения в каналах при наличии значительных препятствий.....	69
М.Э. Мадалиев, Д.П. Наврузов, М.А. Шоев. Использование двухжидкостной модели турбулентности для численного решения задач осесимметричных закрученных струйных течений.....	75
Ю.А. Ахмеджанов. Уравнение движения ускорителя сырьцевого валика зоны пильного дженирования.....	81
Ф.Н. Тураходжаева, И.И. Тажибаев. Определение качества и деградации цементированной массы на основе метода спектроскопии.....	85
К.К. Юлдашев, О.А. Тешабоев, Т.И. Низомов. Разработка конструкции эффективного винтового конвейера, транспортирующего и очищающего хлопок и обоснование параметров винта	89
Ш.М. Мирзаев, Ж. Жумаев, С.С. Ибрагимов. Моделирование процесса солнечной сушки винограда в установках косвенного типа с естественной конвекцией воздуха.....	95
А.А. Шермухамедов, А.А. Тогаев, Н.Т. Эргашев, А.А. Рашидов, Б.Ж. Астанов. Прочностные характеристики рамной конструкции прицепа, грузоподъемностью 12 тонн.....	103
Г.А. Бахадиров, Г.К. Ачилов. Определение сил опорных реакций в механизме давления многооперационной валковой машины.....	110
А.З. Хасанов, З.А. Хасанов. Задачи определения устойчивости откосов и активного давления грунтов на ограждения.....	115
И. Мирзаев, А.С. Ювмитов, М.С. Турдиев. Колебания зданий с комбинированной сейсмоизоляцией на уровне фундамента при реальных сейсмических воздействиях.....	122
М.М. Мирсаидов. Краткое сообщение о монографии Б.Ш.Юлдошева, О.И.Карабаева, У.А.Халматова.....	128

МУНДАРИЖА

К.С. Султанов, С.И. Умархонов. Қисқа муддатли динамик кучлар таъсирида грунтли тўғонларнинг кучланганлик ҳолати.....	3
Х.С. Сагдиев, А.С. Ювмитов. Турли конструктив ечимли биноларнинг динамик характеристикалари ва уларнинг қурилиш майдонлари грунтларини хоссалари.....	9
П.В. Логинов, С.С. Хамидов, Н.А. Акбаров. Чизикли ёпишқок-эластик муҳитда текис тўлқин тарқалишини сонли ечиш	25
Ш.П. Алимухамедов, Н.К. Турсунов, О.Т. Тоиров, Т.Т. Уразбаев. Индукцион тигел печида темир йўл куймалари учун пўлатни дефосфорация жараёни тадқиқоти.....	35
И.К. Хужаев, З.З. Ширинов. Бир қувурли иссиқлик таъминоти тармоқлариға уланган қўп секцияли иссиқлик узатгичнинг гидравлик ва иссиқлик ҳисоби.....	42
З.М. Маликов, А.Т. Йулдашев, М.Э. Мадалиев, С.И. Хайдаров, М.А. Comsol multiphysics дастурий пакети асосида гидроциклонларнинг самарадорлигини таҳлили	53
А.А. Ризаев, М.К. Худжаев. Доимий куч таъсирида понанинг мажбурий тебраниши.....	60
Д.М. Мухаммадиев, Ф.Х. Ибрагимов, О.Х. Абзоиров, Л.Ю. Жамолова. Линтер машинаси арраларо кистирмаларини сиқилишга таърибавий текшириш.....	64
Ф.Х. Назаров, С.К. Абдухамидов. Муҳим тўсиклар бўлган каналлардаги оқимни сонли тадбири.....	69
М.Э. Мадалиев, Д.П. Наврузов, М.А. Шоев. Икки суюқлик турбулент моделининг ўққа нисбатан симметрик айланма оқим масаласини сонли ечишда қўлланилиши.....	75
Ю.А. Ахмеджанов. Аррали джин доирасидаги пахта хомашёси кичик вали тезлатгичининг ҳаракат тенгламаси.....	81
Ф.Н. Тураходжаева, И.И. Тажибаев. Цемент массасининг сифати ва деградациясини спектроскопия усули асосида аниқлаш..	85
К.К. Юлдашев, О.А. Тешабоев, Т.И. Низомов. Пахтани ташувчи ва тозаловчи самарали винтли конвейер конструкциясини ишлаб чиқиш, винт параметрларини асослаш	89
Ш.М. Мирзаев, Ж. Жумаев, С.С. Ибрагимов. Табиий ҳаво конвекциясиёли билвосита қуёш қуритгич қурилмаларида узумни қуритиш жараёнини моделлаштириш.....	95
А.А. Шермухамедов, А.А. Тогаев, Н.Т. Эргашев, А.А. Рашидов, Б.Ж. Астанов. Юк қўтарувчанлиги 12 тонна бўлган тиркаманинг рама конструкциясининг мустаҳкамлик хусусиятлари.....	103
Г.А. Бахадиров, Г.К. Ачилов. Қўп операцияли валли машинанинг босим берувчи механизмидаги таянч реакция кучларини аниқлаш.....	110
А.З. Хасанов, З.А. Хасанов. Тўсиқ конструкцияларға грунтларнинг фаол босимини ва қияликларнинг турғунлигини аниқлаш масаласи	115
И. Мирзаев, А.С. Ювмитов, М.С. Турдиев. Мавжуд сейсмик таъсирлар остида аралаш усулда сейсмик изоляцияланган биноларнинг тебранишлари	122
М.М. Мирсаидов. Б.Ш.Юлдошев, О.И.Карабаев, У.А.Халматоваларнинг монографияси хақида қисқача маълумот.....	128

Номер одобрен на заседании редакционной коллегии журнала 04.12.2023
Сдано в набор 01.11.2023. Подписано в печать 19.12.2023.
Формат 60×84 ¹/₈. Гарнитура Times New Roman. Ризография.
Усл.- печ. л. 15.35. Уч.-изд. л. 9.42. Тираж 130. Заказ №707.
Цена договорная.

Отпечатано в Минитипографии АН РУз:
100047, г. Ташкент, ул. акад. Я. Гулямова, 70.