

O‘ZBEKISTON RESPUBLIKASI FANLAR AKADEMIYASI
АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

МЕХАНИКА
МУАММОЛАРИ

O‘ZBEKISTON
JURNALI

4
2021

УЗБЕКСКИЙ
ЖУРНАЛ

ПРОБЛЕМЫ
МЕХАНИКИ

Журнал под таким названием издается с января 1992 г.

Ташкент – 2021

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор – докт. физ.-мат. наук, проф. К.С. СУЛТАНОВ
Заместители главного редактора: докт. физ.-мат. наук Р.А. АБИРОВ,
докт. техн. наук З.М. МАЛИКОВ, докт. техн. наук, проф. Д.М. МУХАМАДИЕВ
Ответственный секретарь – PhD Н.А. НИШОНОВ

Члены редколлегии: докт. техн. наук, проф. А. АБДУСАТТАРОВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. Р.А. АБДИКАРИМОВ, докт. техн. наук, проф. Ш.П. АЛИМУХАМЕДОВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. А.Б. АХМЕДОВ, докт. техн. наук, проф. Г.А. БАХАДИРОВ,
докт. техн. наук С.И. ИСМОИЛОВА, докт. физ.-мат. наук, проф. Н.А. КОРШУНОВА,
докт. техн. наук, проф. А.Е.ЛУГАЧЕВ, докт. техн. наук, проф. Р.К. МАМАЖОНОВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. Б.М. МАРДОНОВ, докт. техн. наук, проф., академик М. МИРСАИДОВ,
докт. техн. наук, проф. Р.М.МУРОДОВ, докт. техн. наук, проф. А.А. РИЗАЕВ,
канд. техн. наук Х.С. САГДИЕВ, канд. физ.-мат. наук Ш.М. ТОХИРОВ,
докт. техн. наук, проф. М. ТОШБОЛТАЕВ, докт. техн. наук, проф. А.Т. ТУХТАКУЗИЕВ,
докт. техн. наук, проф. А.З. ХАСАНОВ, докт. техн. наук, проф. И.К. ХУЖАЕВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. Б.Х. ХУЖАЁРОВ, PhD А.С. ЮВМИТОВ,
докт. техн. наук, проф. Ш.С.ЮЛДАШЕВ

Адрес редакции:

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

Телефон: + 99871 262-78-34

Факс: +99871 262-71-52

E-mail: instmechofficial@gmail.com

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

Номер одобрен на заседании редакционной коллегии журнала 21.12.2021

Сдано в набор 2.12.2021. Подписано в печать 21.12.2021.

Формат 60×84 ¹/₈. Гарнитура Times New Roman. Ризография.

Усл.-печ. л. 10.23. Уч.-изд. л. 6.87. Тираж 150. Заказ № 669.

Цена договорная.

Отпечатано в Минитипографии АН РУз:
100047, г. Ташкент, ул. акад. Я. Гулямова, 70.

РАСЧЕТ ДВУХПРОЛЕТНОГО АВТОДОРОЖНОГО БАЛОЧНОГО МОСТА НА ВОЗДЕЙСТВИЕ СЕЙСМИЧЕСКОЙ ВОЛНЫ

Мардонов Б.М., Нишонов Н.А., Бердибаев М.Ж.

*Институт механики и сейсмостойкости сооружений им.М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
E-mail: mars.berdibaev@mail.ru*

Аннотация: Рассмотрены поперечные колебания двухпролетного балочного моста, береговые опоры которого взаимодействуют с окружающим грунтом при сейсмическом воздействии. Принято условие, что деформации конструкций не выходят за пределы упругости и колебания, носят линейный характер. Опоры мостов приняты погруженными в грунт и взаимодействующими с жестким телом, находящимся под действием нестационарных динамических воздействий. Рассмотрен случай, когда левая, средняя и правая опоры имеют равные массы и взаимодействуют с окружающим грунтом одинаково. Применено условие симметрии, при этом достаточно рассмотреть уравнение правой половины балки. Задачи решены аналитическим методом Фурье в приведенных граничных условиях. Полученные результаты приведены в виде распределения напряжения по времени и длине мостовых сооружений, а также представлен их анализ.

Ключевые слова: мост; балка; колебания; напряжение; сейсмическая волна; грунт; опора.

Введение

Различные транспортные сооружения, в том числе мостовые, имеют большое значение во всем мире для расширения сети магистральных дорог, увеличения объемов пассажирских и грузовых перевозок и развития инфраструктуры крупных городов. Мостовые конструкции, являясь одним из видов строительных объектов, обладают определенными потребительскими свойствами, которые определяют их назначение и качество.

Большая часть территории Узбекистана находится в неблагоприятных для эксплуатации мостовых опор условиях. Агрессивное воздействие окружающей среды и используемые при эксплуатации сооружения реагенты отрицательно сказываются на техническом состоянии и долговечности опор мостов на автомобильных дорогах.

Важнейшей особенностью дорожной отрасли является ее высокое социальное и экономическое значение. От эффективного функционирования этой системы зависят качество жизни всех слоев населения и развитие экономики в целом [1].

Хорошая и эффективная транспортная система – одна из важных систем сетевого взаимодействия для любой страны. Мосты являются важными компонентами транспортных систем [2].

Мосты являются жизненно важными сооружениями, и их повреждение во время землетрясений может привести к значительным экономическим потерям и затруднить оказание помощи после землетрясения. Метод анализа сейсмической хрупкости, который может обеспечить вероятность повреждения конструкции при определенном уровне интенсивности землетрясения, является мощным инструментом для оценки сейсмического риска мостовых конструкций. Метод анализа сейсмической хрупкости может быть проведен эмпирическим или аналитическим путем. Эмпирические кривые хрупкости построены на основе данных о повреждениях мостов, полученных в результате прошлых землетрясений [3].

Республика Узбекистан не имеет прямого выхода к морским портам, здесь нет судоходных рек, в то же время на территории страны имеется несколько горных хребтов, препятствующих развитию железнодорожных и трубопроводных транспортных систем. Узбекистан – одна из двух стран мира, которым необходимо пересечь границу двух стран, чтобы выйти на берег моря или океана. Он расположен в центре Средней Азии и имеет самое большое население среди всех стран Центральной Азии. По причинам, указанным выше, и географическому положению страны важность сети автомобильных дорог (АРН), железных дорог и трубопроводов трудно переоценить. По результатам инвентаризации на автомобильных дорогах страны на начало 2019 г. насчитывалось 14331 мостовое сооружение. Из них 7628 (53.2%) расположены на дорогах общего пользования, а 6703 (46.8%) – на городских дорогах, в селах и внутрихозяйственных дорогах [4].

На автомобильных дорогах общего пользования Республики Узбекистан эксплуатируется более 7 тыс. автодорожных мостов (в том числе железобетонных и каменных мостов – 93%, металлических – 7%). Износ большинства мостов составляет 40–70%, более 300 автодорожных мостов

тов находится в аварийном и предаварийном состояниях. С учетом мостов на внутривладельческих автомобильных дорогах, дорогах и улицах городов и кишлаков их количество достигает более 15 тыс. [4–5].

В случае сильных землетрясений в мостовых конструкциях весьма вероятны смещения, обрушение и повреждение несущих элементов. Волны землетрясений с повышенной вероятностью 63.2%, 10% и 2% за 100 лет, а также землетрясение в Нортридже и землетрясение в Кобе были использованы для анализа сейсмической реакции на землетрясения. Результаты анализа показывают, что смещение моста и повреждение в результате обрушения можно эффективно контролировать с помощью антисейсмических мер. Когда пиковое ускорение землетрясения велико и способность ограничивающего устройства чрезмерного смещения конструкции недостаточна, устройство предотвращения опрокидывания может эффективно компенсировать отсутствие антисейсмического устройства для ограничения чрезмерного смещения моста [6–7].

Мосты с опорами, погруженными в воду, могут быть подвержены эрозии – эффекту, изменяющему динамические свойства моста. В сейсмических регионах мосты подвержены землетрясениям, которые могут повредить конструкции. Эти две опасности, хотя и независимы друг от друга, могут изменить то, как каждая из них влияет на мост в том смысле, что землетрясение может иметь более серьезные последствия для разрушенного моста, чем для неповрежденной конструкции. Размер и расположение эродированной области, влияющей на конструкцию, в той или иной степени изменяют реакцию на сейсмическое воздействие на мост [8–10].

Наиболее опасны горизонтальные силы, вызывающие изгиб, опрокидывание и сдвиг конструкции. Эти силы в большинстве случаев являются основной причиной повреждения мостов. Вертикальные силы инерции незначительны по сравнению с основными вертикальными нагрузками и менее опасны, так как отражаются, в основном, в значениях сжимающих напряжений, изменяя их за короткий промежуток времени на 20 – 30%, что не может привести к разрушению материала. Поэтому сейсмостойкость мостовых конструкций обычно проверяется только на действие горизонтальных сейсмических сил. Однако, если вертикальные сейсмические силы могут вызвать растяжение и разрыв элементов конструкции (например, анкерных болтов), их необходимо учитывать. Кроме того, такие силы уменьшают запасы устойчивости опор и фундаментов к сдвигу и опрокидыванию.

Сейсмические колебания конструкций имеют очень сложную пространственную природу. При интенсивном сейсмическом воздействии, приводящем к повреждению, деформации конструкции выходят за пределы упругости и колебания, как правило, не являются линейными. Однако для упрощения проблемы нормированный метод определения сейсмических сил основан на линейной теории и позволяет независимо рассматривать три взаимно перпендикулярных (вертикальной и горизонтальной) составляющих колебаний.

Анализ данных о сейсмических повреждениях показал, что воздействие землетрясений магнитудой 7–9 баллов на сооружения приводит к значительным повреждениям конструкций и серьезным нарушениям движения, вплоть до полного прекращения движения на срок от нескольких дней до нескольких недель. Выход из строя мостов при возможном землетрясении может привести не только к затратам на восстановление или строительство нового сооружения. Отсутствие доступа к транспорту в экстренных случаях может усложнить работу спасателей и привести к увеличению человеческих жертв из-за несвоевременного реагирования.

Следует также учитывать сейсмическое (гидродинамическое) давление воды на промежуточные опоры, сейсмическое горизонтальное давление грунта на устои и возможность значительного снижения несущей способности некоторых грунтов из-за нарушения их конструкционной прочности (особенно водонасыщенных рыхлых: пески, текучие и жидкопластичные глинистые почвы) [11–13].

Методы

Целью данной статьи является исследование поперечных колебаний двухпролетного балочного моста, свайная часть которого при сейсмическом воздействии взаимодействует с окружающим грунтом. Академик Т. Рашидов разработал динамическую теорию сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений, основанную на учете различия деформаций конструкции и грунта. Проблемами сейсмостойкости подземных сооружений, взаимодействующих с окружающим грунтом в нашей стране и за рубежом, занимается ряд ученых [13–18].

Фактические повреждения систем автомагистралей в результате недавних землетрясений подчеркнули необходимость оценки рисков для существующих систем дорожного транспорта. Оценка уязвимости мостов полезна для принятия решений по сейсмической модернизации, планированию реагирования на стихийные бедствия, оценке прямых денежных потерь и оценке потери функциональности систем автомобильных дорог. Следовательно, важно знать степень повреждений конструкций автомобильных мостов из-за землетрясений. Кривые хрупкости оказались полезным инструментом для оценки уровня повреждений (незначительного, умеренного, обширного и полного) конструкций автомобильных мостов. Кривые хрупкости показывают взаимосвязь между вероятностью повреждения конструкции автомагистрали и показателями движения грунта. Они позволяют оценить уровень повреждения при известном индексе движения грунта. Землетрясение 1995 г. Хиогокен-Нанбу (Кобе), которое считается одним из самых разрушительных землетрясений в Японии, нанесло серьезный ущерб сооружениям скоростной автомагистрали в районе Кобе (рис.1).



Рис.1. Разрушение транспортной эстакады во время землетрясения в Кобе (Япония)

На основе фактических данных о повреждениях от землетрясения был построен набор эмпирических кривых хрупкости. Эмпирические кривые хрупкости дают общее представление о взаимосвязи между уровнями повреждений дорожных конструкций и показателями движения грунта. Эти кривые хрупкости могут использоваться для оценки повреждений конструкций автомобильных мостов в Японии. Однако эмпирические кривые хрупкости не определяют тип конструкции, характеристики конструкции (статические и динамические) и вариации входных колебаний грунта и могут быть неприменимы для оценки уровня вероятности повреждения для конкретных мостовых конструкций [19–24].

Исходя из вышеизложенного, при исследовании сейсмических колебаний балочных мостов в первом приближении можно ограничиться рассмотрением только поперечных деформаций пролетов и опор. Это тем более приемлемо, что именно поперечные деформации играют решающую роль в формировании горизонтальных сейсмических сил.

Рассмотрим двухпролетный железобетонный автомобильный мост (рис. 2). Автодорожный мост имеет два балочных пролетных строения и три опоры. В первом приближении опоры мостов принимаем погруженным в грунт и взаимодействующим с ним жестким телом и находящимся под действием нестационарных динамических воздействий. Установим начало координат в точке O и направим ось Ox вдоль нейтральной оси балок, а оси Oy_1 (с началом в точке O_1) перпендикулярно к ней (рис.3). Пусть опоры обтекаются продольной волной, за фронтом которой перемещение частиц грунта зависит от координаты y_1 и времени t по закону $u_0 = u_0(t - z/c_0)$. Боковые поверхности крайних опор контактируют с грунтом, а средняя опора взаимодействует с грунтом только нижним сечением [1].



Рис. 2. Железобетонный мост с автодорожной балкой

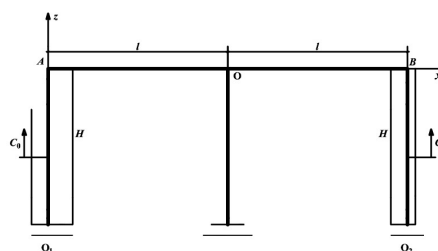


Рис. 3. Расчетная схема автомобильного двухпролетного балочного моста с подвижными опорами

Прогибы балок $y_i=y_i(x,t)$ удовлетворяют уравнениям

$$m_6 \frac{\partial^2 y_1(x,t)}{\partial t^2} + EJ_z \frac{\partial^4 y_1(x,t)}{\partial x^4} = 0 \text{ при } -l < x < 0, \quad (1)$$

$$m_6 \frac{\partial^2 y_2(x,t)}{\partial t^2} + EJ_z \frac{\partial^4 y_2(x,t)}{\partial x^4} = 0 \text{ при } 0 < x < l, \quad (2)$$

где m_6 – погон массы балки; E – модуль Юнга материала балки; J_z – момент инерции сечения; l – длина пролета.

Прогибы $y_i=y_i(x, t)$ удовлетворяют граничным условиям:

$$\frac{\partial y_1}{\partial x} = 0 \text{ при } x = -l, \quad \frac{\partial^3 y_1}{\partial x^3} = 0 \text{ при } x = -l - 0, \quad (3)$$

$$\frac{\partial y_1}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0, \quad \frac{\partial^3 y_1}{\partial x^3} = 0 \text{ при } x = +0, \quad (4)$$

$$\frac{\partial y_2}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0, \quad \frac{\partial^3 y_2}{\partial x^3} = 0 \text{ при } x = -0, \quad (5)$$

$$\frac{\partial y_2}{\partial x} = 0 \text{ при } x = l, \quad \frac{\partial^3 y_2}{\partial x^3} = 0 \text{ при } x = l + 0. \quad (6)$$

Обозначим через $u_1=y_1(-l, t)$, $u_0=y_1(0, t)=y_2(0, t)$, $u_2=y_2(l, t)$ перемещения опор, взаимодействующих с грунтом по закону Винклера, уравнения движения которых

$$M_1 \frac{\partial^2 y_1(-l,t)}{\partial t^2} = -EJ_z \frac{\partial^3 y_1(-l,t)}{\partial x^3} - k_{11}[y_1(-l,t) - u_0(t)] - k_{12}[y_1(l,t) - u_1(t)] + M_1 g, \quad (7)$$

$$M_2 \frac{\partial^2 y_2(l,t)}{\partial t^2} = EJ_z \frac{\partial^3 y_2(l,t)}{\partial x^3} - k_{21}[y_2(-l,t) - u_0(t)] - k_{22}[y_2(l,t) - u_1(t)] + M_2 g, \quad (8)$$

$$M_0 \frac{\partial^2 y_1(0,t)}{\partial t^2} = -EJ_z \zeta \frac{\partial^3 y_1(0,t)}{\partial x^3} + EJ_z (1 - \zeta) \frac{\partial^3 y_2(0,t)}{\partial x^3} - k_0 \zeta [y_1(0,t) - u_0(t)] - k_0 (1 - \zeta) [y_2(0,t) - u_0(t)] + M_0 g. \quad (9)$$

Здесь M_1, M_0, M_2 – массы соответственно левой, средней и правой опор; $\zeta_1=h_1/h$, $h=h_1+h_2$, h_1, h_2 – длины контакта концевых сечений левой и правой балок со средней опорой; k_{12} и k_{22} – коэффициенты жесткости продольного сдвига на поверхности контакта соответственно правой, левой опор с грунтом; k_{11}, k_{12} и k_0 – коэффициенты упругого отпора грунта в нижних сечениях опор; $u_0(t)$ – перемещение частиц грунта за фронтом падающей продольной волны

$$u_1 = \frac{1}{H} \int_0^{c_0 t} u_0(t - y_1/c_0) dy_1 \text{ при } t < H/c_0, \quad (10)$$

$$u_1 = \frac{1}{H} \int_0^H u_0(t - y_1/c_0) dy_1 \text{ при } t > H/c_0, \quad (11)$$

где H – высота опор.

Прогибы балки, кроме (7)–(9), в точках сопряжения с опорами удовлетворяют условию сохранения в горизонтальном положении:

$$\frac{\partial y_1}{\partial x} = 0 \text{ при } x = -l, \quad x = 0, \quad (12)$$

$$\frac{\partial y_1}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0, \quad x = l. \quad (13)$$

Рассмотрим случай, когда правая и левая опоры имеют равные массы и взаимодействуют с окружающим грунтом по одинаковому закону. Тогда следует полагать $y_1(x,t)=y_2(-x,t)=y(x,t)$, $M_1=M_2=M$, $\zeta=1/2$, $k_{11}=k_{21}=k_1$ и $k_{12}=k_{22}=k_2$ и, используя условия симметрии, достаточно рассмотреть уравнение правой половины балки, уравнение движения которой с учетом условий (8) и (9) можно записать в виде

$$m_6 \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial t^2} + EJ_z \frac{\partial^4 y(x,t)}{\partial x^4} = 0 \quad 0 < x < l, t > 0. \quad (14)$$

При этом функция $y(x, t)$ удовлетворяет условиям

$$\begin{aligned} \frac{\partial y}{\partial x} = 0, M_0 \frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial t^2} = -EJ_z \frac{\partial^3 y(0,t)}{\partial x^3} - k_0 y(0,t) + k_0 u_0(t) + M_0 g \quad \text{при } x=0, \\ \frac{\partial y}{\partial x} = 0, M \frac{\partial^2 y(l,t)}{\partial t^2} = EJ_z \frac{\partial^3 y(l,t)}{\partial x^3} - (k_1 + k_2) y(l,t) + k_1 u_0(t) + k_2 u_1(t) + M_1 g \quad \text{при } x=l. \end{aligned} \quad (15)$$

Введем новую функцию по формуле

$$\bar{y} = y(\xi, t) - y_*(\xi, t),$$

$$\text{где } y_* = \xi^2 (1 - \xi)^2 [c_1(t)\xi + c_2(t)], \quad c_1 = \frac{(\beta_0 - \beta_1)u_0(t) - \beta_2 u_1(t) + \bar{M}_0^* - \bar{M}_1^*}{12},$$

$$c_2 = -\frac{(\beta_1 + 4\beta_0)u_0(t) + \beta_2 u_1(t) + \bar{M}_1^* + 4\bar{M}_0^*}{12}, \quad \xi = x/l, \quad \beta_0 = k_0 l^3 / EJ_z, \quad \beta_1 = k_1 l^3 / EJ_z,$$

$$\beta_2 = k_2 l^3 / EJ_z, \quad \bar{M}_0^* = M_0 g l^3 / EJ_z, \quad \bar{M}_1^* = M_1 g l^3 / EJ_z.$$

Функция $\bar{y}(\xi, t)$ удовлетворяет неоднородному уравнению ($\bar{m}_b = m_6 l^4 / EJ$)

$$\bar{m}_6 \frac{\partial^2 \bar{y}(\xi, t)}{\partial t^2} + \frac{\partial^4 \bar{y}(\xi, t)}{\partial \xi^4} = -\bar{m}_6 \xi^2 (1 - \xi)^2 [\ddot{c}_1(t)\xi + \ddot{c}_2(t)] - c_1(t)(120\xi - 48) - 24c_2(t), \quad (16)$$

однородным граничным

$$\frac{\partial \bar{y}}{\partial \xi} = 0, \quad \frac{M_0^*}{g} \frac{\partial^2 \bar{y}}{\partial t^2} = -\frac{\partial^3 \bar{y}}{\partial \xi^3} - \beta_0 \bar{y} \quad \text{при } \xi=0, \quad (17)$$

$$\frac{\partial \bar{y}}{\partial \xi} = 0, \quad \frac{M_1^*}{g} \frac{\partial^2 \bar{y}}{\partial t^2} = \frac{\partial^3 \bar{y}}{\partial \xi^3} - (\beta_1 + \beta_2) \bar{y} \quad \text{при } \xi=1 \quad (18)$$

и начальным условиям

$$\bar{y}(\xi, 0) = \xi^2 (1 - \xi)^2 [c_1(0)\xi + c_2(0)] \frac{\partial \bar{y}}{\partial t} = \xi^2 (1 - \xi)^2 [\dot{c}_1(0)\xi + \dot{c}_2(0)] \quad \text{при } y=0. \quad (19)$$

Начально-краевую задачу (18)-(19) для уравнения (16) получим методом Фурье, согласно которому решение соответствующего однородного уравнения [25] представим в виде

$$\bar{y} = \varphi(\xi)T(t),$$

где положим $\ddot{T} = -\omega^2 T(t)$. Функция $\varphi(\xi)$ удовлетворяет уравнению

$$\varphi^{IV} - \lambda^4 \varphi = 0 \quad (20)$$

и граничным условиям

$$\varphi' = 0, \quad \varphi''' = (\lambda^4 \bar{M}_0 - \beta_0) \varphi \quad \text{при } \xi = 0, \quad (21)$$

$$\varphi' = 0, \quad \varphi''' = -(\lambda^4 \bar{M}_1 - \beta) \varphi \quad \text{при } \xi = 1, \quad (22)$$

где $\lambda = l^4 \sqrt{\frac{m_b \omega^2}{EJ_z}}$, $\beta = \beta_1 + \beta_2$, $\bar{M}_0 = M_0 / m_b l$, $\bar{M}_1 = M_1 / m_b l$.

Решение уравнения (21) представим через функции Крылова (C_i – произвольные постоянные)

$$\varphi = C_1 Y_1(\lambda \xi) + C_2 Y_2(\lambda \xi) + C_3 Y_3(\lambda \xi) + C_4 Y_4(\lambda \xi) \quad 0 < \xi < 1,$$

где $Y_1(z)$ – функции Крылова,

$$Y_1(z) = (chz + \cos z) / 2, \quad Y_2(z) = (shz + \sin z) / 2, \quad Y_3(z) = (chz - \cos z) / 2,$$

$$Y_4(z) = (shz - \sin z) / 2, \quad \varphi = C_1 Y_1(\lambda \xi) + C_2 Y_2(\lambda \xi) + C_3 Y_3(\lambda \xi) + C_4 Y_4(\lambda \xi) \quad 0 < \xi < 1.$$

Из условий (21), (22) следует $C_2=0$,

$$f_0(\lambda)C_1 - C_4 = 0, \quad (23)$$

$$C_1[Y_4(\lambda) + f_1(\lambda)Y_3(\lambda)] + C_3 Y_2(\lambda) = 0, \quad (24)$$

$$C_1[Y_2(\lambda) + f_1(\lambda)Y_1(\lambda)] + C_3[Y_4(\lambda) + f_1(\lambda)Y_3(\lambda)] + C_4[Y_1(\lambda) + f_1(\lambda)Y_4(\lambda)] = 0, \quad (25)$$

где $f_0 = \frac{\lambda^4 \bar{M}_0 - \beta_0}{\lambda^3}$, $f_1 = \frac{\lambda^4 \bar{M}_1 - \beta}{\lambda^3}$.

Приравнявая к нулю определитель системы уравнений (23)–(25) относительно C_1 , C_3 и C_4 , составим уравнение для определения собственных чисел $\lambda = \lambda_i$.

Полагая $C_1 = 1$, выражения собственных функций $\varphi_i(\xi)$ представим в виде

$$\varphi_i = Y_1(\lambda_i \xi) - \frac{\lambda_i^3 Y_4(\lambda_i) + (\lambda_i^4 \bar{M}_0 - \beta_0) Y_3(\lambda_i)}{\lambda_i^3 Y_2(\lambda_i)} Y_3(\lambda_i \xi) + \frac{\lambda_i^4 \bar{M}_0 - \beta_0}{\lambda_i^3} Y_4(\lambda_i \xi). \quad (26)$$

Можно показать, что собственные функции $\varphi_i(\xi)$ удовлетворяют условию обобщенной ортогональности

$$m_b \int_0^1 \varphi_i \varphi_k d\xi + [M_0 \varphi_i(0) \varphi_k(0) + M_1 \varphi_i(1) \varphi_k(1)] / l = 0 \text{ при } i \neq k. \quad (27)$$

Решение неоднородного уравнения (16) представим в виде суммы

$$\bar{y} = \sum_{n=1}^{\infty} \varphi_n(\xi) T_n(t). \quad (28)$$

Подставим выражение (28) в уравнение (16), получаем

$$\sum_{n=1}^{\infty} [\ddot{T}_n + \omega_n^2 T_n] \varphi_n(\xi) = \xi^2 (1 - \xi)^2 [\ddot{c}_1(t) \xi + \ddot{c}_2(t)] - [c_1(t)(120\xi - 48) - 24c_2(t)] / \bar{m}_b.$$

Пользуясь условием ортогональности (27), составим уравнение относительно коэффициентов разложения

$$\ddot{T}_n + \omega_n^2 T_n = F_n(t) = -b_n \ddot{c}_1 - d_n \ddot{c}_2 - [r_n c_1(t) + s_n c_2(t)] / \bar{m}_b, \quad (29)$$

где $b_n = \frac{1}{\|\varphi_n\|} \int_0^1 \xi^3 (1 - \xi)^2 \varphi_n(\xi) d\xi$, $d_n = \frac{1}{\|\varphi_n\|} \int_0^1 \xi^2 (1 - \xi) \varphi_n(\xi) d\xi$, $r_n = \frac{24}{\|\varphi_n\|} \int_0^1 (5\xi - 2) \varphi_n(\xi) d\xi$,

$$s_n = \frac{24}{\|\varphi_n\|} \int_0^1 \varphi_n(\xi) d\xi, \quad \|\varphi_n\| = \int_0^1 \varphi_n^2 d\xi + \bar{M}_0 \varphi_n^2(0) + \bar{M}_1 \varphi_n^2(1).$$

Уравнения (29) удовлетворяют начальным условиям

$$T_n(0) = \frac{1}{\|\varphi_n\|} \int_0^1 \xi^2 (1 - \xi)^2 [\xi c_1(0) + c_2(0)] \varphi_n(\xi) d\xi,$$

$$\dot{T}_n(0) = \frac{1}{\|\varphi_n\|} \int_0^1 \xi^2 (1 - \xi)^2 [\xi \dot{c}_1(0) + \dot{c}_2(0)] \varphi_n(\xi) d\xi.$$

Решение уравнения (29) при указанных начальных условиях имеет вид

$$T_n = \frac{1}{\omega_n} \int_0^t F_n(\tau) \sin[\omega_n(t - \tau)] d\tau + T_n(0) \cos(\omega_n t) + \frac{\dot{T}_n(0)}{\omega_n} \sin(\omega_n t). \quad (30)$$

Подставляя выражения $T_n(t)$ в ряд (28), получим решение исходной задачи в виде

$$y = y_*(\xi, t) + \sum_{n=1}^{\infty} T_n(t) \varphi_n(\xi).$$

Результаты и обсуждение

На рис. 2–4 представлены кривые изменения по времени осевых напряжений в различных сечениях балки трех видов. Модуль Юнга и момент инерции во всех балках одинаковые и соответственно равны $E = 3.45 \cdot 10^4$ МПа, $J_z = 0.023$ м⁴. Перемещение частиц грунта за фронтом волны определяется по закону $u_0 = A \sin\left(\frac{c_0 t - y}{L}\right)$, где $c_0 = 600$ м/с – скорость распространения продольной волны; $A = 0.005$ м – амплитуда колебаний, L – длина волны. В расчетах принято $L = 50$ м, $L = 100$ м, $L = 150$ м, $L = 200$ м.

Высота опор для всех мостов принята $H=8\text{ м}$. Коэффициенты упругого сжатия грунта в нижней части опор $k_0=k_1=10^6\text{ Н/м}$, коэффициент продольного сдвига грунта на боковой поверхности правой опоры $k_2=5\cdot 10^6\text{ Н/м}$.

На рис.4–6 представлены зависимости продольного напряжения от времени в различных сечениях для трёх видов балки.

Пример 1. Балка имеет следующие характеристики: $l=12\text{ м}$, $m=300\text{ кг/м}^3$.

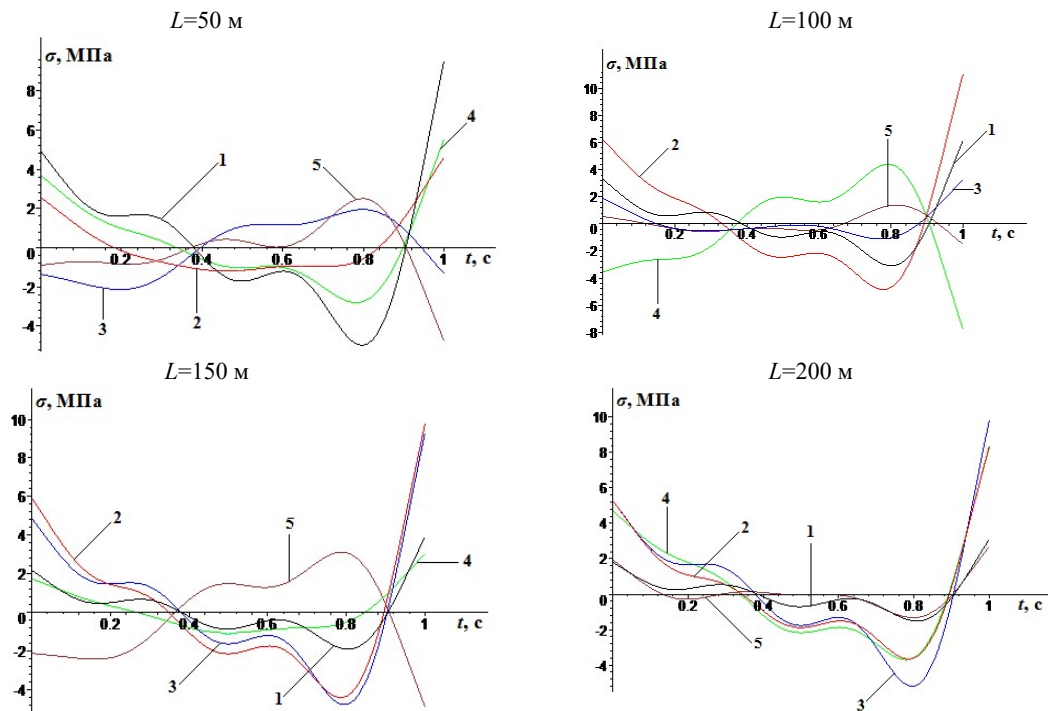


Рис. 4. Зависимости продольного напряжения по времени $t(\text{с})$ в различных сечениях балки $\bar{x} = x/l$: $1 - \bar{x}$ (черные) = 0.2; $1 - \bar{x}$ (красные) = 0.25; $1 - \bar{x}$ (синие) = 0.5; $1 - \bar{x}$ (зеленые) = 0.75; $1 - \bar{x}$ (коричневые) = 1

Пример 2. Балка имеет следующие характеристики: $l=15\text{ м}$, $m=350\text{ кг/м}^3$.

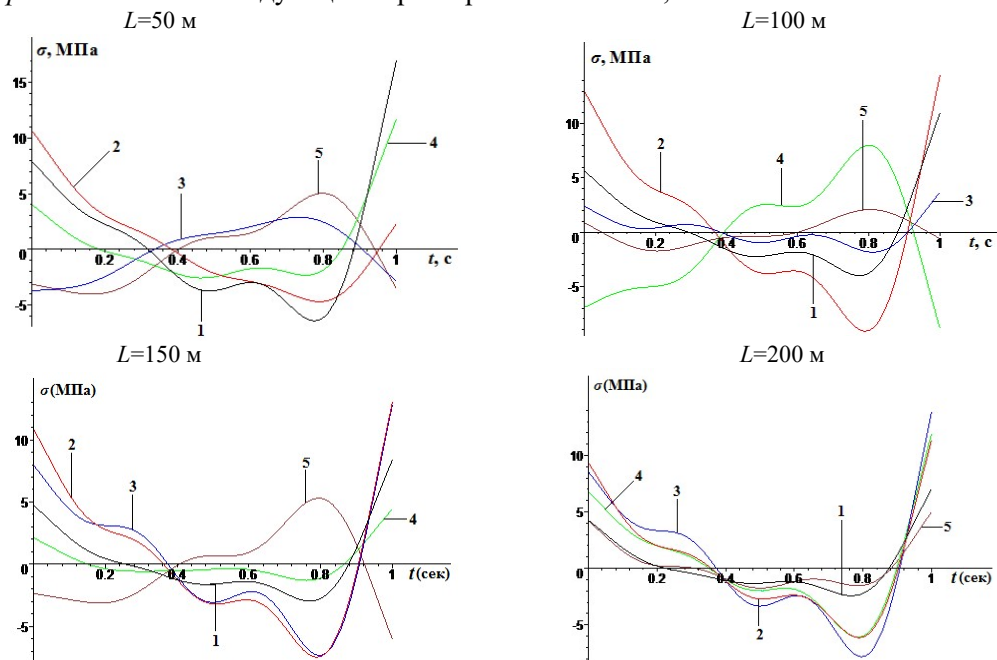


Рис. 5. Зависимости продольного напряжения по времени $t(\text{сек})$ в различных сечениях балки $\bar{x} = x/l$: $1 - \bar{x}$ (черные) = 0.2; $1 - \bar{x}$ (красные) = 0.25; $1 - \bar{x}$ (синие) = 0.5; $1 - \bar{x}$ (зеленые) = 0.75; $1 - \bar{x}$ (коричневые) = 1

Пример 3. Балка имеет следующие характеристики: $l=18$ м, $m=350$ кг/м³.

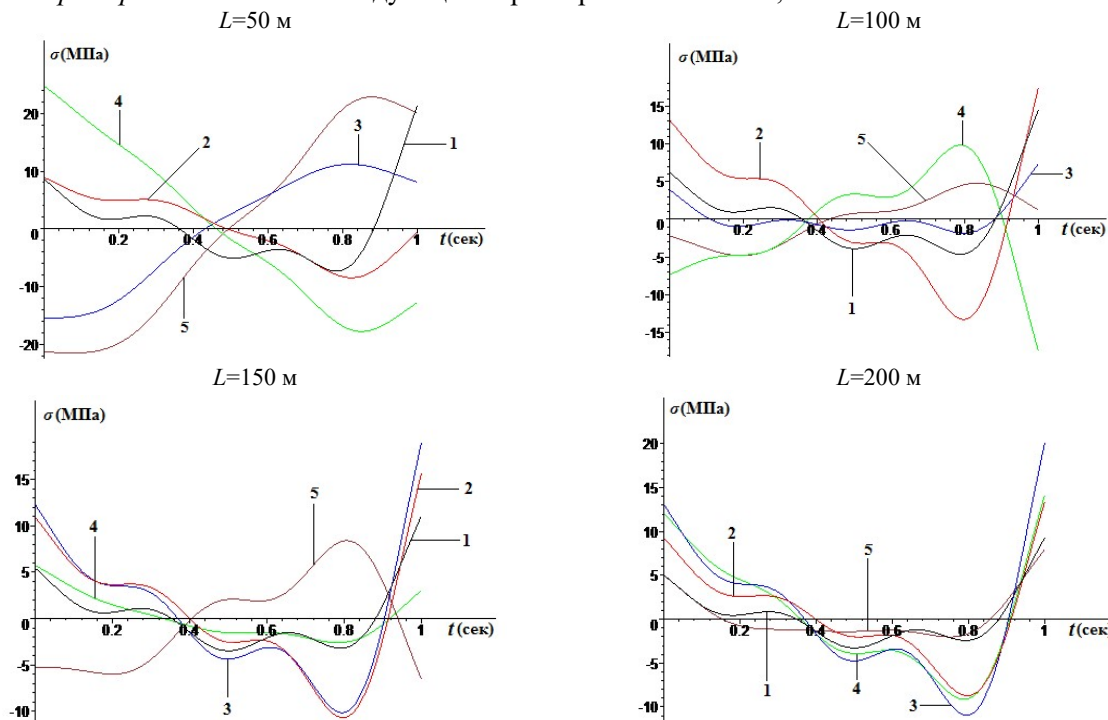


Рис. 6. Зависимости продольного напряжения по времени t (с) в различных сечениях балки $\bar{x} = x/l$:
 $1 - \bar{x}$ (черные) = 0.2; $1 - \bar{x}$ = 0.25(красные); $1 - \bar{x}$ (синие) = 0.5; $1 - \bar{x}$ (зеленые) = 0.75;
 $1 - \bar{x}$ (коричневые) = 1

Из анализа кривых, представленных на рис.4, 5 и 6, следует, что изменение напряжений по времени в различных сечениях качественно для всех видов балок носит характер, близкий к гармоническому. Наибольшие значения напряжений по времени достигаются в сечениях, близких к краевым сечениям балок, причем с ростом длины волны L изменен напряжений в различных сечениях по времени приобретают одинаковый характер и их максимальные значения снижаются. Это указывает на закономерность перехода к статическому состоянию балки в случае действия волны с большой длиной. Балки всех видов, представленных в примерах 1, 2 и 3, в сечениях приобретают напряжения растяжения, по величине примерно в два раза превосходящие, чем сжатия. Таким образом, при действии синусоидальной сейсмической волны с частотой c_0/L в сечениях балки преобладают максимальные изгибающие моменты с положительным знаком и можно ожидать, что разрушение балки, в основном, может происходить за счет высоких значений растягивающих напряжений в сечениях близких, контактирующих с опорами.

Заключение

1. Мостовые сооружения на автомобильных дорогах являются важной составляющей единой транспортной системы Узбекистана. Даже частичное разрушение нескольких сооружений при землетрясениях может привести к нарушению сообщения между населенными пунктами.

2. С учетом увеличения количества и грузоподъемности автотранспортных средств вопросы разработки сейсмостойких конструкций мостовых сооружений являются актуальными.

3. Предложена методика расчета двухпролётной балки на действие синусоидальной продольной сейсмической волны, фронтом, параллельным к оси балки и основанном на применении метода Фурье.

4. По анализам результатов расчетов, выполненных для трёх видов балок, установлено, что действие указанного вида сейсмической волны приводит к возникновению напряжения растяжения и сжатия в сечениях, причем балки в большей степени работают на растяжение.

5. Анализом закономерности изменения максимальных значений напряжений в граничных сечениях балки установлено, что напряжения в этих сечениях имеют положительный знак. Это может являться причиной разрыва балок в этих сечениях.

Литература

- [1] *Berdibaev Mars, Mardonov Batir, Khurramov Asror*. Vibrations of a Girder on Rigid Supports of Finite Mass Interacting With Soil under Seismic Loads // E3S Web of Conferences. 2021. №264. P.02038. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126402038> CONMECHYDRO, 2021.
- [2] *Bhruguli Gandhi, Shah Dr. B.J.* Performance Based Seismic Design of Reinforced Concrete Bridges. International // Journal of Engineering Research & Technology (IJERT). Vol. 1. 2012 Issue 5.July.
- [3] *Chao Li, Hong Hao, Hongnan Li, Kaiming Bi*. Seismic Fragility Analysis of Reinforced Concrete Bridges with Chloride Induced Corrosion Subjected to Spatially Varying Ground Motions // International Journal of Structural Stability and Dynamics Vol. 16. 2015. P.27. World Scientific Publishing Company DOI: 10.1142/S0219455415500108.
- [4] *Rashidov T., Baybulatov K., Bekmirzayev D., Takhirov S., Gayibov J., Nishonov N.* Comprehensive Program on Structural Assessment of Bridges in Uzbekistan. Vol. 3542. 2020 (Sendai, Japan: The 17th World Conference on Earthquake Engineering). P.3с–0013.
- [5] *Байбулатов Х.А., Бердибаев М.Ж.* Усиление сжатых элементов опор автодорожных железобетонных мостов // Проблемы архитектуры и строительства (научно-технический журнал). Самарканд, 2021. № 2. С.133–137.
- [6] *Yu-min Zhang, Guang-yuan Weng, Yun Shi, Jian-bo Dai*. Seismic Effect Research of Seismic Measures for Beam Bridge under Different Earthquakes. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2019. №649.P. 012-031.
- [7] *Peizhi Wang*. Research on Seismic Vulnerability of Continuous Beam Bridges Based on Incremental Dynamic Analysis Method. January 2020. E3S Web of Conferences 198. 2020. P.02-026.
- [8] *Anžlin Andrej, Luke J.* Prendergast. Influence of local scour at multiple piers on the vibration characteristics of a bridge under seismic excitation // IABSE Symposium 2019 Guimarães Towards a Resilient Built Environment - Risk and Asset Management March 27-29, 2019. Guimarães, Portugal, 2019.
- [9] *Bayat M., Daneshjoo F., Nisticò N.* The effect of different intensity measures and earthquake directions on the seismic assessment of skewed highway bridges. Vol.16. 2017 №.1 Earthquake engineering and engineering vibration January, 16. P. 165–179.
- [10] *Hao H., Choww N.* Seismic design of bridges for prevention of girder pounding, Electron. J. Struct. Eng, 2008.
- [11] *Карцивадзе Г.Н.* Сейсмостойкость дорожных искусственных сооружений. М.: Транспорт, 1974. –264 с.
- [12] *Шестоперов Г.С.* Сейсмостойкость мостов. М.: Транспорт, 1984. – 143 с.
- [13] *Рашидов Т.Р.* Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. – 180 с.
- [14] *Рашидов Т.Р., Хожметов Г.Х.* Сейсмостойкость подземных трубопроводов. Ташкент: Фан, 1985. -152 с.
- [15] *Бородавкин П.П.* Подземные трубопроводы. М.: Недра, 1981. –304 с.
- [16] *Султанов К.С.* Волновая теория сейсмостойкости подземных сооружений. Ташкент: Фан, 2016.–392 с.
- [17] *Mirzaev Ibrakhim, Kishanov Ruslan, Mansurova Nodirakhon, Nishonov Nematilla, Berdibaev Mars.* Study of the seismodynamics of spatially located underground pipelines with a nodal connection of non-orthogonal configuration // E3S Web of Conferences. 2021. № 264. P. 02005.
- [18] *Nishonov Nematilla, Bekmizaev Diyorbek, Ergashov Akbar, Rakhimjonov Ziyoviddin, Khurramov Asror.* Underground Polymeric L-Shaped Pipeline Vibrations Under Seismic Effect // E3S Web of Conferences 264, 02037 <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126402037> CONMECHYDRO, 2021.
- [19] *Basoz N, Kiremidjian AS.* Evaluation of bridge damage data from the Loma Prieta and Northridge, CA Earthquakes. Report. 1997. No.127. The John A. Blume Earthquake Engineering Center, Department of Civil Engineering, Stanford University.
- [20] *Yamazaki F., Motomura H., Hamada T.* Damage assessment of expressway networks in Japan based on seismic monitoring. 12th World Conference on Earthquake Engineering, CD-ROM, 2000. Paper No. 0551.
- [21] *Kircher CA., Nassar AA., Kustu O., Holmes W.T.* Development of building damage functions for earthquake loss estimation. Earthquake Spectra. 1997. № 13(4). P.663– 682.
- [22] *Ghobarah A., Aly N.M., El-Attar M.* Performance level criteria and evaluation. Proceedings of the International Workshop on Seismic Design Methodologies for the next Generation of Codes, Balkema, Rotterdam. 1997. P.207–215.
- [23] *Mander J.B., Basoz N.* Seismic fragility curves theory for highway bridges. Proceedings of the 5th U.S. Conference on Lifeline Earthquake Engineering, TCLEE 1999. No. 16. ASCE. P.31–40.
- [24] *Kazi R., Karim., Fumio Yamazaki.* Effect of earthquake ground motions on fragility curves of highway bridge piers based on numerical simulation. Earthquake Engng Struct. Dyn. 2001. № 30. P 1839–1856 (DOI: 10.1002/eqe.97).
- [25] *Бабаков И.М.* Теория колебания. М.: Наука, 1968.– 554 с.

Дата поступления
10.11.2021

Б.М. Мардонов, Н.А. Нишонов, М.Ж. Бердибаев. Икки оралиқли тўсинли автойўл кўпригини сейсмик тўлқин таъсирига ҳисоблаш.

Аннотация: Четки таянчлари сейсмик таъсирда атрофидаги грунт билан ўзаро таъсирлашадиган икки оралиқли тўсинли кўприкнинг кўндаланг тебранишлари кўриб чиқилди. Шарт Конструкциянинг деформациялари эластиклик чегарасидан ташиқарига чиқмаслиги ва тебранишлар чизиқли бўлиши шарти қабул қилинган. Кўприк таянчлари ностационар динамик таъсирларда грунтда жойлашган бўлиб, қаттиқ жисм билан грунт ўзаро таъсирлашади деб қабул қилинади. Чап, ўрта ва ўнг таянчлар тенг массага эга бўлиб, атрофидаги грунт билан бир ҳилда ўзаро таъсирлашган ҳолат кўриб чиқилган. Масалани ечишида симметрия шарти қўлланилган, бу ҳолда тўсиннинг ўнг ярми тенгламасини кўриб чиқиши етарлидир. Масала берилган чегаравий шартларда, аналитик Фурье усули билан ечилган. Олинган натижалар кўприк иншоотларининг узунлиги ва вақт бўйича кучланишлар қийматларининг ўзгариши келтирилган ва таҳлил қилинган.

Калим сўзлар: кўприк; тўсин; тебранишлар; кучланиш; сейсмик тўлқин; грунт; таянч.

B. Mardonov, N.A. Nishonov, M.J. Berdibaev. Calculation of the spans of a two-span road bridge against the effects of seismic waves.

Abstract. The transverse vibrations of a two-span beam bridge, the shore supports of which interact with the surrounding soil during seismic action, are considered. The condition is accepted that the deformations of structures do not go beyond the limits of elasticity and vibrations are linear in nature. The bridge supports are assumed to be submerged in the ground and interacting with a rigid body under the action of non-stationary dynamic influences. The case is considered when the left, middle and right supports have equal masses and interact with the surrounding soil in the same way. The symmetry condition is applied, and it is sufficient to consider the equation of the right half of the beam. The problems are solved by the analytical Fourier method under the given boundary conditions. The results obtained are presented in the form of stress distribution over time and length of bridge structures, and their analysis is also presented.

Keywords: bridge; beam; vibration; stress; seismic wave; soil; supports.

УДК 539.3

ВЫНУЖЕННЫЕ СДВИГОВЫЕ КОЛЕБАНИЯ ПЛАСТИНЧАТЫХ СООРУЖЕНИЙ

Усаров М.К., Усаров Д.М., Усанов Ф.А., Курбанбаев М.Ш.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
E-mail: umaxamatali@mail.ru

Аннотация: Предложен метод численного решения двумерной динамической задачи теории упругости для пластинчатого сооружения, находящегося под влиянием динамического воздействия. Приведены уравнения движения пластинчатого сооружения и граничные условия на его гранях. Численное решение поставленной двумерной задачи теории упругости построено в рамках методов конечных разностей и получены численные результаты.

Ключевые слова: двумерная динамическая задача; теория упругости; бимоментная теория; закон Гука; динамическая нагрузка; метод сеток; перемещения.

Введение.

Элементы конструкции и пластинчатые сооружения являются основными предметами изучения науки динамики сооружений и строительной механики. На современном этапе развития методикой расчетов этих направлений занимаются значительное число отечественных и зарубежные исследователей.

Расчету элементов конструкций зданий и сооружений посвящены научные работы многих авторов. Например, в исследовании [1] дан анализ способа статического учета высших форм колебаний в задачах динамики строительных конструкций под действием внешней гармонической нагрузки. С помощью расчетного программного комплекса определены перемещения узлов и внутренние усилия в элементах рассматриваемых конструкций.

В работе [2] рассмотрены вопросы разработки методики оценки сейсмической надежности многоэтажных и высотных зданий при сейсмических воздействиях. В статье [3]

предложена модель для расчета каркасного многоэтажного здания при интенсивных сейсмических воздействиях. Публикации [4, 5] посвящены динамическому расчету коробчатой конструкции зданий на сейсмостойкость с учетом пространственной работы коробчатых элементов под влиянием динамического воздействия. В статье [6] разработаны математическая модель и численно-аналитический метод решения задачи динамики с использованием метода конечных разностей и расширения решения по собственным режимам колебаний в пространственной постановке для элементов коробчатых конструкций при кинематическом влиянии. Статья [7] посвящена разработке методов динамического пространственного расчета структуры на основе метода конечных разностей в рамках бимоментной теории пластинчатой модели многоэтажных зданий, учитывающей пространственное напряженно-деформированное состояние. В [8] построены математические модели задач динамики. Приведены результаты исследования задач колебаний плотины-пластины с постоянной и переменной толщиной с учетом вязкоупругих свойств материала и гидродинамического давления воды. Разработаны эффективные вычислительные алгоритмы, исследованы вынужденные колебания, изучено напряженно-деформированное состояние плотины-пластины с постоянной и временной жесткостью.

В [9] с использованием динамической модели решались задачи о поперечных колебаниях многоэтажного здания в рамках модели сплошной плиты при сейсмических воздействиях. В качестве динамической модели здания предлагается анизотропная консоль-пластина. Предложена пластинчатая модель здания, позволяющая учесть и изучить все типы различных пространственных колебаний конструкции здания при воздействиях, различающихся по направлению.

В данной статье рассмотрим ортотропное пластинчатое сооружение постоянной толщины H и размерами a, b в плане. Введем следующие обозначения: E_1, E_2 – модули упругости; G_{12} – модули сдвига; ν_{12} – коэффициенты Пуассона материала пластины; ρ – плотность материала пластины.

Для описания движения пластины введем декартовую систему координат с переменными x_1, x_2 . Начало координат расположено в срединной поверхности пластины. Компоненты вектора перемещения двумерного пластинчатого сооружения определяются в виде функций двух координат и времени $u_1(x_1, x_2, t), u_2(x_1, x_2, t)$. Компоненты тензора деформации определяются следующими соотношениями Коши:

$$\varepsilon_{11} = \frac{\partial u_1}{\partial x_1}, \quad \varepsilon_{22} = \frac{\partial u_2}{\partial x_2}, \quad \varepsilon_{12} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1} \right). \quad (1)$$

Пластина рассматривается как двумерное тело, материал которой подчиняется обобщенному закону Гука. Закон Гука для двумерного ортотропного тела с помощью упругих постоянных запишется в виде

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{E_1} \sigma_{11} - \frac{\nu_{12}}{E_2} \sigma_{22}, \quad \varepsilon_{22} = -\frac{\nu_{21}}{E_1} \sigma_{11} + \frac{1}{E_2} \sigma_{22}, \quad \varepsilon_{12} = \frac{1}{G_{12}} \sigma_{12}. \quad (2)$$

Решая уравнения (2) относительно компонент тензора напряжений, получим зависимости напряжений от деформаций в следующем виде:

$$\sigma_{11} = E_{11} \varepsilon_{11} + E_{12} \varepsilon_{22}, \quad \sigma_{22} = E_{21} \varepsilon_{11} + E_{22} \varepsilon_{22}, \quad \sigma_{12} = 2G_{12} \varepsilon_{12}, \quad (3)$$

где $E_{11}, E_{12}=E_{21}, E_{22}$ – упругие константы, определяемые через коэффициенты Пуассона и модули упругости:

$$E_{11} = E_1 g_{11}, \quad E_{22} = E_2 g_{22}, \quad E_{12} = E_{21} = E_1 g_{12} = E_2 g_{21}, \\ g_{11} = g_{22} = \frac{1}{1 - \nu_{12} \nu_{21}}, \quad g_{12} = g_{21} = \frac{\nu_{12}}{1 - \nu_{12} \nu_{21}}.$$

Постановка двумерной динамической задачи.

Ставится двумерная динамическая задача вынужденных продольных колебаний пластинчатых сооружений при воздействии кинематического возбуждения оснований ускорением, действующим вдоль его длины.

Предположим, что в основании пластинчатого сооружения по горизонтальному направлению вдоль его длины задано ускорение грунта $u_0(t)$ в виде

$$\ddot{u}_0(t) = a_0 \cos(\varphi_0 t), \quad (4)$$

где a_0 и φ_0 – амплитуда и частота ускорения основания.

В качестве уравнения движения пластинчатого сооружения примем двумерные уравнения теории упругости, которые с учетом приложенной на основание нагрузки (4) имеют следующий вид:

$$\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{12}}{\partial x_2} = \rho \ddot{u}_1, \quad \frac{\partial \sigma_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{22}}{\partial x_2} = \rho \ddot{u}_2 + \rho \ddot{u}_0. \quad (5)$$

Запишем граничные условия на свободных боковых и верхних границах пластинчатого сооружения

$$\sigma_{11} = 0, \quad \sigma_{12} = 0. \quad (6)$$

Граничные условия на свободной верхней границе пластинчатого сооружения имеют вид

$$\sigma_{12} = 0, \quad \sigma_{22} = 0. \quad (7)$$

В жестко заделанном основании нижних граней сооружения, где $x_2=0$, задаём условия

$$u_1 = 0, \quad u_2 = 0. \quad (8)$$

Уравнения движения теории упругости в перемещениях получим на основе соотношения Коши (1), тогда выражения напряжений для анизотропных пластин (3) запишутся в следующем виде:

$$\sigma_{11} = E_{11} \frac{\partial u_1}{\partial x_1} + E_{13} \frac{\partial u_3}{\partial z}, \quad \sigma_{33} = E_{31} \frac{\partial u_1}{\partial x_1} + E_{33} \frac{\partial u_3}{\partial z}, \quad \sigma_{13} = G_{13} \left(\frac{\partial u_1}{\partial z} + \frac{\partial u_3}{\partial x_1} \right). \quad (9)$$

Таким образом, сформулированы задачи плоской теории упругости для пластинчатого сооружения с помощью уравнения (9) и граничных условий (6), (7) и (8).

Задача решена методом конечных разностей. Для аппроксимации производных перемещений по пространственным координатам воспользуемся формулами центральных разностных схем.

Для аппроксимации первых производных использованы следующие выражения относительно центральных точек:

$$\frac{\partial f_{i,j}^k}{\partial x_1} = \frac{f_{i+1,j}^k - f_{i-1,j}^k}{2\Delta x_1}, \quad \frac{\partial f_{i,j}^k}{\partial x_2} = \frac{f_{i,j+1}^k - f_{i,j-1}^k}{2\Delta x_2}. \quad (10)$$

Здесь $\Delta x_1 = \frac{a}{N}$, $\Delta x_2 = \frac{b}{M}$ – шаг вычисления; N , M – количество делений.

Для аппроксимации производных от напряжений используются центральные конечно-разностные схемы на полушагах, которые имеют второй порядок точности:

$$\frac{\partial F_{i,j}^k}{\partial x_1} = \frac{F_{i+\frac{1}{2},j}^k - F_{i-\frac{1}{2},j}^k}{\Delta x_1}, \quad \frac{\partial F_{i,j}^k}{\partial x_2} = \frac{F_{i,j+\frac{1}{2}}^k - F_{i,j-\frac{1}{2}}^k}{\Delta x_2} \quad (i = 1, N; j = 1, M). \quad (11)$$

Условия о равенстве нулю силовых факторов пластины на свободных от опор кра-

ях аппроксимируем по нижеследующим выражениям:

$$F_{N+\frac{1}{2},j}^k + F_{N-\frac{1}{2},j}^k = 0 \quad (j=1, M); \quad F_{i,M+\frac{1}{2}}^k + F_{i,M-\frac{1}{2}}^k = 0 \quad (i=1, N). \quad (12)$$

При использовании формул (11) и (12) необходимо аппроксимировать производные перемещений в центральной точке между двумя точками x_i и x_{i+1} или y_i и y_{i+1} . В этих случаях используем формулы (10), заменяя соответственно i – на $i - \frac{1}{2}$ и j – на $j - \frac{1}{2}$:

$$\frac{\partial f_{i-\frac{1}{2},j}^k}{\partial x_1} = \frac{f_{i,j}^k - f_{i-1,j}^k}{\Delta x_1}, \quad \frac{\partial f_{i,j-\frac{1}{2}}^k}{\partial x_2} = \frac{f_{i,j}^k - f_{i,j-1}^k}{\Delta x_2}, \quad (i=1, N; j=1, M), \quad (13)$$

$$\frac{\partial f_{i-\frac{1}{2},j}^k}{\partial x_2} = \frac{\partial}{\partial x_2} \left(\frac{f_{i,j}^k + f_{i-1,j}^k}{2} \right), \quad \frac{\partial f_{i,j-\frac{1}{2}}^k}{\partial x_1} = \frac{\partial}{\partial x_1} \left(\frac{f_{i,j}^k + f_{i,j-1}^k}{2} \right), \quad (i=1, N; j=1, M). \quad (14)$$

Вторую производную по времени, пользуясь конечно-разностным выражением, представим в виде

$$\frac{\partial^2 f_{i,j}^k}{\partial t^2} = \frac{f_{i,j}^{k+1} - 2f_{i,j}^k + f_{i,j}^{k-1}}{\Delta t^2}, \quad (15)$$

где Δt – шаг по времени.

Для удобства введены следующие безразмерные координаты:

$$x = \frac{x_1}{a}, \quad y = \frac{x_2}{b}, \quad \tau = \frac{ct}{H}.$$

Поставленная задача решена на основе приближенных формул аппроксимации (10)–(15) с использованием явной схемы метода конечных разностей.

Анализ численных результатов.

Численные результаты динамической задачи пластинчатых сооружений получены при следующих значениях исходных данных материала конструкций. Для железобетона модуль упругости $E=20000$ МПа; плотность $\rho=2700$ кг/м³; коэффициент Пуассона $\nu=0.3$. Размеры пластинчатых сооружений: длина и высота сооружений соответственно приняты равными $a=5$ м и $b=15$ м.

Расчеты выполнены для значений безразмерной частоты внешнего воздействия $\bar{\omega}_0 = \omega_0 a \sqrt{\frac{\rho}{E}} = 0.25$ и амплитуды $a_0 = 0.1g$, g – ускорение свободного падения. Амплитуда внешнего воздействия A_0 определяется по формуле $A_0 = \frac{a_0}{\omega_0^2}$.

На рис.1. представлены графики изменения перемещения ψ_1 от безразмерного времени τ в четырех равностоящих точках пластинчатых сооружений, полученных на основе двумерной задачи теории упругости.

Данная двумерная задача с использованием бимоментной теории пластин по горизонтальной координате x_2 свелась в одномерную задачу и решена на основе явной схемы метода конечных разностей. На рис.2 представлены графики изменения перемещения ψ_1 от безразмерного времени τ в пяти равностоящих точках пластинчатых сооружений, полученных на основе применения бимоментной теории пластин.

Сопоставление результатов расчетов, полученных для пластинчатых сооружений, показанных на рис. 1 и 2, дает основание считать, что значения перемещений, полученные

на основе теории упругости, на 5 – 18% больше, чем значения перемещений, полученные с использованием бимоментной теории.

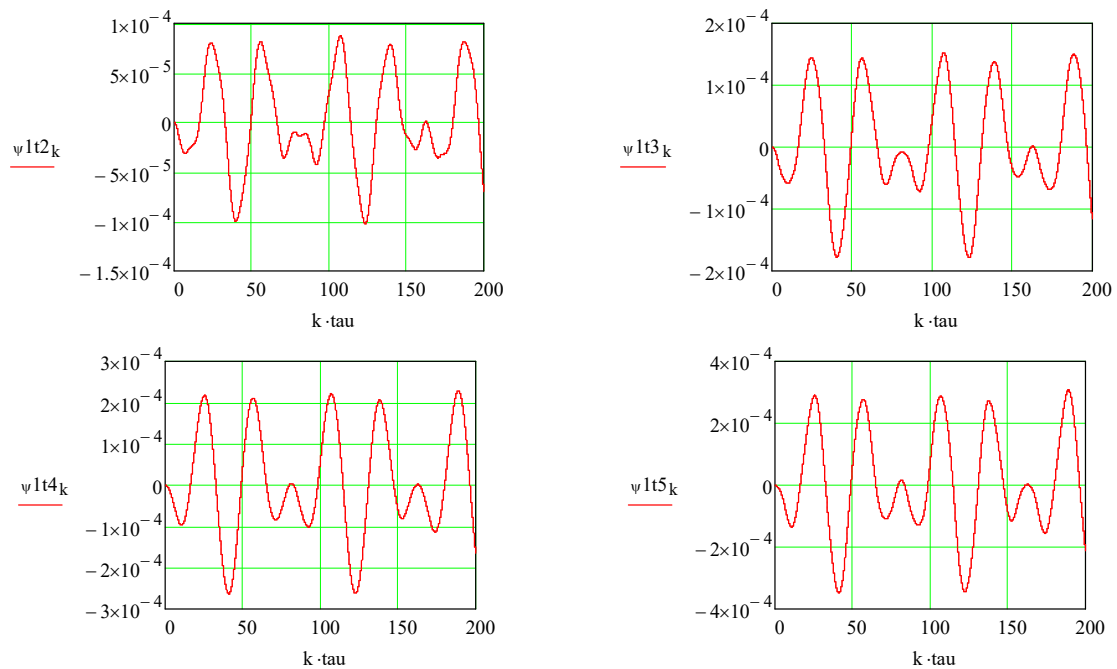


Рис.1. Графики изменения перемещения ψ_1 от безразмерного времени τ в пяти равностоящих точках боковых граней пластинчатых сооружений

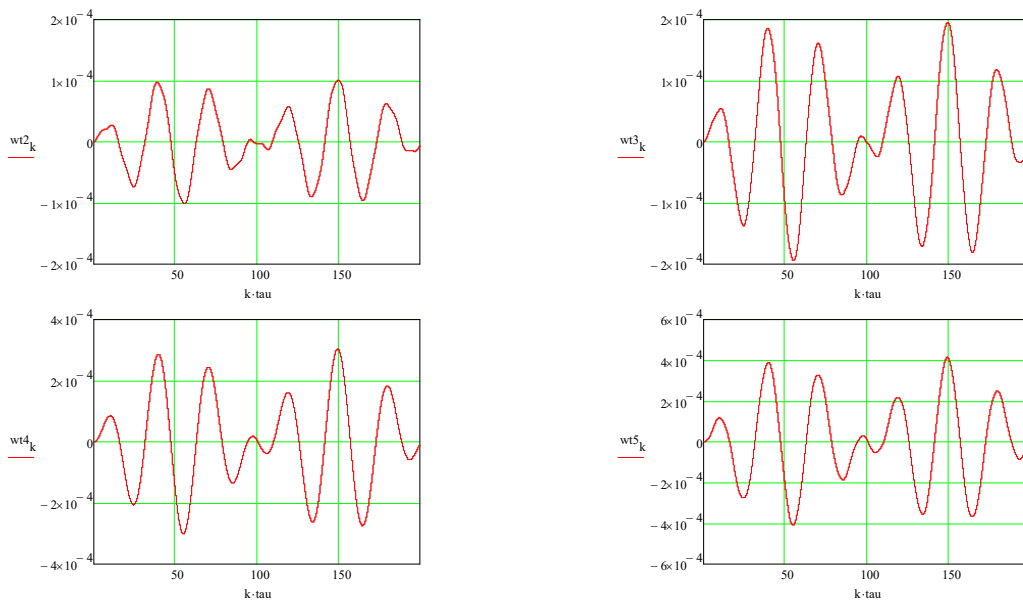


Рис.2. Графики изменения перемещения ψ_1 от безразмерного времени τ в пяти равностоящих точках боковых граней пластинчатых сооружений

В расчетах шаг вычисления по безразмерным координатам принят равным $\Delta x = \Delta y = \frac{1}{32}$. Устойчивость вычисления по безразмерному времени обеспечена по явной схеме при шаге $\Delta \tau = 0.01$.

Выводы.

Сформулирована двумерная динамическая задача теории упругости для пластинчатых сооружений, находящихся под действием сейсмического воздействия. Составлены уравнения движения пластинчатого сооружения и граничные условия на его гранях. Раз-

работаны алгоритм, численный метод и составлена программа решения двумерной задачи теории упругости в рамках методов конечных разностей и получены численные результаты.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Le T Q T, Lalin V.V., Bratashov A.A.* Static accounting of highest modes in problems of structural dynamics Magazine of Civil Engineering (St. Petersburg: Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University) 2019. 88 3-13 DOI: 10.18720/mce.88.1.
- [2] *D Shenichkina V.A., Zolina T.V., Drozdov V.V., Harlanov V.L.* Methodology for assessing the seismic reliability of buildings with high floors // Bulletin of the Volgograd State University of Architecture and Civil Engineering. Series: Construction and Architecture. 2011. No. 25. P. 50 – 56.
- [3] *Radin V.P., Trifonov O.V., Chirkov V.P.* A model of a multi-story frame building for calculations of intense seismic effects // Earthquake-resistant construction. Safety of facilities. 2001. No. 1. P. 23 – 26.
- [4] *Usarov M., Mamatisaev G.* Calculation on seismic resistance of box-type structures of large-panel buildings. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 971. P. 032041. DOI:doi:10.1088/1757-899X/971/3/032041.
- [5] *Mirziyod Mirsaidov, Makhamatali Usarov, and Giyosiddin Mamatisaev* Calculation methods for plate and beam elements of box-type structure of building, E3S Web of Conferences 264. 2021: 03030 <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126403030>.
- [6] *Usarov M., Mamatisaev G., Ayubov G., Usarov D., Khodzhaev D.* Dynamic calculation of boxed design of buildings. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 2020. 883(012186.). DOI:10.1088/1757-899X/883/1/012186
- [7] *Usarov M., Salokhiddinov A., Usarov D., Khazratkulov I., Dremova N.* To the theory of bending and oscillations of three-layered plates with a compressible filler. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. DOI:10.1088/1757-899X/869/5/052037
- [8] *Tukhtaboev A.A., Turaev F., Khudayarov B.A., Esanov E., Ruzmetov K.* Vibrations of a viscoelastic dam-plate of a hydro-technical structure under seismic load // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science 614 012051 December 18. 2020. P. 1 – 7.
- [9] *Usarov M., Ayubov G., Mamatisaev G., Normuminov B.* Building oscillations based on a plate model 2020 IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 883 012211. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/883/1/012211>.

Дата поступления
1.12.2021

М.К. Усаров, Д.М. Усаров, Ф.А. Усанов, М.Ш. Курбанбаев. Пластинасимон иншоотларнинг кўндаланг мажбурий тебранишлари.

Аннотация: Динамик таъсиридаги пластинасимон иншоот учун эластиклик назариясининг икки ўлчовли динамик масаласини сонли ечиш усули таклиф этилди. Пластинасимон иншоотнинг ҳаракат тенгламалари ва унинг четларидаги чегаравий шартлар келтирилган. Эластиклик назариясининг икки ўлчовли масаласининг сонли ечими чекли айирмалар усули ёрдамида қурилган ва сонли натижалар олинган.

Калит сўзлар: икки ўлчовли динамик масала; эластиклик назарияси; бимомент назарияси; Гук қонуни; динамик юкланиш; панжаралар усули; кўчиш.

M.K. Usarov, D.M. Usarov, F.A. Usanov, M.Sh. Kurbanbaev. Forced shear vibrations of plate structures.

Abstract: A method is proposed for the numerical solution of a two-dimensional dynamic problem of the theory of elasticity for a plate structure under the influence of dynamic action. Equations of motion of a plate structure and boundary conditions on its edges are given. The numerical solution of the posed two-dimensional problem of the theory of elasticity is constructed within the framework of finite difference methods and numerical results are obtained.

Keywords: two-dimensional dynamic problem; theory of elasticity; bimoment theory; Hooke's law; dynamic load; mesh method; displacement.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ МОНОЛИТНОГО ПУТЕПРОВОДА, СТРОЯЩЕГОСЯ В УЗБЕКИСТАНЕ, ПО ЗАПИСЯМ РЕАЛЬНЫХ ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ

Мирзаев И.¹, Шермухамедов У.З.², Каримова А.Б.²

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

²Ташкентский государственный транспортный университет, Ташкент, Узбекистан

E-mail: ulugbekjuve@mail.ru

Аннотация: В целях улучшения транспортной инфраструктуры в Республике Узбекистан начали использовать монолитное строение мостов и путепроводов. В статье приведен расчет на сейсмические воздействия монолитного путепровода на 1083-м км автомобильной дороги М-39, проходящей через город Самарканд. Представлены результаты расчета монолитного путепровода от динамической нагрузки: по записям двух реальных сейсмограмм по опасным землетрясениям для системы спектральным составом: Газлийском (Узбекистан) и Манжилском (Иран). Проведенные расчеты показывают, что для обеспечения гарантированной сейсмической безопасности транспортных сооружений требуется проведение проектных расчетов по наборам записей произошедших землетрясений, близких по доминирующим частотам к характеристикам площадки строительства. Такое положение необходимо ввести в соответствующие нормативные документы.

Ключевые слова: мосты; путепроводы; сейсмозащита; реальные записи землетрясения; сейсмограмма; опора.

Введение.

В современной глобализированной мировой экономике еще более усиливается значение системы транспортной логистики. Развитие современной логистической системы, отвечающей современным требованиям дня, является одним из признаков процветания страны. В качестве основной части логистической системы можно указать железные и автомобильные дороги, мосты, тоннели и другие искусственные сооружения, построенные на этих дорогах. Предоставление гражданам нашей страны удобных и качественных транспортных услуг, обеспечение стабильной работы транспортно-коммуникационных систем имеют важное значение для развития нашего государства. На сегодняшний день строительство считается перспективным планом развития экономики Республики Узбекистан. Современная строительная индустрия – одна из самых заметных национальных отраслей экономики Республики Узбекистан, показывающая стабильный ежегодный рост.

В последние годы в мире наметился повышенный интерес к модернизации и расширению дорожной сети, в том числе мостовых сооружений, используя современные технологии и конструкции мостов и путепроводов из монолитного железобетона. Несмотря на то, что монолитное строительство начало свое развитие относительно недавно, в настоящее время этот метод строительства считается самым перспективным. Монолитные мосты используются во всех развитых странах мира. Монолитное строительство – это метод возведения зданий и сооружений, при котором основным материалом конструкций является монолитный железобетон. Железобетонная конструкция отличается прочностью и долговечностью, а также обладает высокими эксплуатационными качествами. Основная особенность монолитного строительства заключается в том, что местом для производства материала монолитных мостов и других инженерных сооружений является строительная площадка. Применение монолитного железобетона позволяет реализовывать многообразие архитектурных форм, а также сократить расход стали на 7–20 % и бетона до 12 %. Кроме того, существует ряд преимуществ такого метода:

– **быстрота возведения.** Данный способ позволяет установить опоры очень быстро и перейти к следующему этапу строительства;

– **надежность.** Монолитная железобетонная конструкция, выполненная в точном соответствии с технологией, обладает повышенной прочностью и устойчивостью к расчетным нагрузкам;

– *цена*. За счет того, что технологический процесс монолитного строительства достаточно быстр и экономичен в ресурсах, стоимость работ по данной технологии значительно ниже, чем у возможных аналогов;

– можно создать сложные геометрические фигуры, т.е. многие строительные организации убеждены, что пролетные строения из преднапряженного монолитного железобетона наряду с неоспоримыми техническими и экономическими преимуществами обладают также *эстетической привлекательностью*. А это особенно важно для города, всемирно известного своей красотой.

На сегодняшний день в целях улучшения транспортной инфраструктуры Республики Узбекистан начали использовать монолитное строение мостов и путепроводов. Один из ярких примеров этого – новый путепровод, который строится на 1083-м км автомобильной дороги М-39, проходящей через город Самарканд. Что возводит УП Трест “Куприкурилиш” – структурное подразделение АО “Узбекистон темир йўллари”. Общая длина путепровода составляет 110 м, а ширина – 28.9 м. Путепровод будет разделен на 3 полосы с каждой стороны шириной по 3.5 м.

Еще один пример – строительство в г. Ташкенте шестиполосной автодороги и трех путепроводов, которые соединяют Сергелийский район с центральной частью города. Строительство путепровода, который в ближайшем будущем станет еще одним прекрасным примером творчества архитекторов, проводится на основе новейших технологий в соответствии с международными стандартами.

Известно, что территория Средней Азии, особенно Узбекистана, является сейсмически активной зоной. Вследствие этого к проектированию и строительству мостов, путепроводов и эстакад должны предъявляться высокие требования. В этой связи представляет интерес разработка методов и программных средств для проведения расчетов мостов и путепроводов на действие землетрясений на основе имеющихся записей сейсмограмм [1, 2]. Для гашения колебаний при сейсмических воздействиях используются сейсмоизолирующие устройства [2].

В настоящее время в Узбекистане для проектирования сейсмостойких конструкций имеются действующие нормы КМК 2.01.03-19, а для транспортных сооружений – ШНК 2.01.20-16 «Строительство транспортных сооружений в сейсмических районах» [3]. Однако в разделе нового ШНК 2.01.20-16, касающегося мостов и путепроводов, практически отсутствуют вопросы специальной сейсмозащиты в расчетах мостов на сейсмические воздействия.

Проведение расчетов на основе имеющихся реальных записей сейсмограмм [4], зарегистрированных во время сильных землетрясений и хранящихся в известных базах данных Европы и США, позволяет в реальном масштабе времени изучить поведение конструкции, а также оценить прочность элементов рассчитываемых мостов и путепроводов. Такой подход обеспечит надежность мостов и путепроводов при сейсмических воздействиях, имеющих определенную интенсивность на площадке строительства.

Постановка задачи.

Трехпролетный железобетонный монолитный путепровод длиной 110 м и шириной 10.5 м имеет переменную толщину вдоль путепровода. Конструкция путепровода разбивается на конечные элементы с учетом изменения высоты по длине пролетного строения. Конечный элемент моделирует осевое растяжение–сжатие, изгиб относительно перпендикулярных осей к продольной оси путепровода и кручение относительно продольной оси [5, 6]. Пролетное строение путепровода выполнено неразрезной монолитной железобетонной расчетной схемой 33м+42м+33м индивидуального проектирования. По фасаду пролетное строение выполнено плитой переменной высоты – 1.3м в пролете и 2.3 м – над опорой.

Мостовые сооружения состоят из многих элементов, наиболее важными из них являются опоры и опорные части [7]. Опора и опорная часть являются самыми уязвимыми элементами мостового сооружения, поэтому для опорной части используют сейсмоизолирующие устройства, в частности, резинометаллические. Опорная часть является сейсмоизолирующим резинометаллическим устройством и позволяет пролетному строению перемещаться в продольном направлении в пределах от 0.1 до 0.35 м в зависимости от используемой их модели за счет малой жесткости на сдвиг. Вертикальная жесткость опорной части – 5.908×10^9 Н/м, горизонтальная – 4.72×10^6 Н/м. Опорная часть моделируется в виде конечного элемента, работающего на растяжение–сжатие, сдвиг по двум направлениям и кручение. Промежуточные опоры имеют размеры: высота – 5.85 м, ширина по фасаду – 2 м, а по боковому направлению имеет переменный размер по высоте от 5 до 8.4 м. В данном расчете принимаем их движение равным движению основания во время землетрясения. Материал всех конструкций – бетон класса В35 по прочности, с удельным весом $\gamma = 25000$ Н/м³, модулем упругости $E = 35200$ МПа, коэффициентом Пуассона $\nu = 0.2$.

Сейсмичность территории г.Самарканда, согласно карте сейсмического микрорайонирования, выполненного Институтом сейсмологии в 1980 г., оценивается в 9 и 8 баллов. Участок проектируемого строительства расположен в 8- балльной зоне.

В соответствии с таблицей 1.1 КМК 2.01.03-96 [8] в пределах площадки в верхней 10-метровой толще, считая от подошвы фундаментов, залегают грунты II категории по сейсмическим свойствам – суглинки с коэффициентом пористости $e < 0.8$, галечниковый грунт. С учетом этого сейсмичность площадки проектируемого строительства рекомендуется принять в 8 баллов. Схема монолитного путепровода приведена на рис. 1, а общий вид промежуточной опоры – на рис.2.

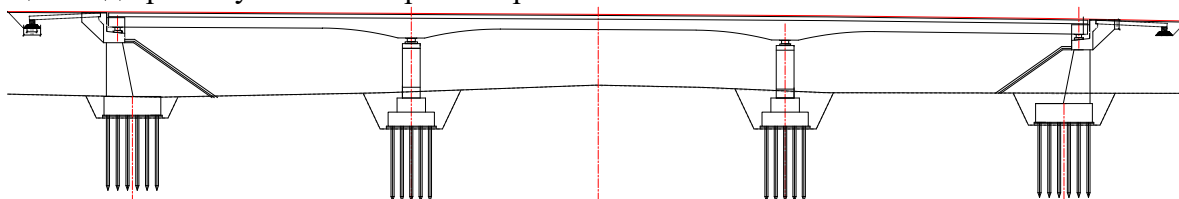


Рис. 1. Схема монолитного путепровода, проходящего на 1083 км автодороги М-39

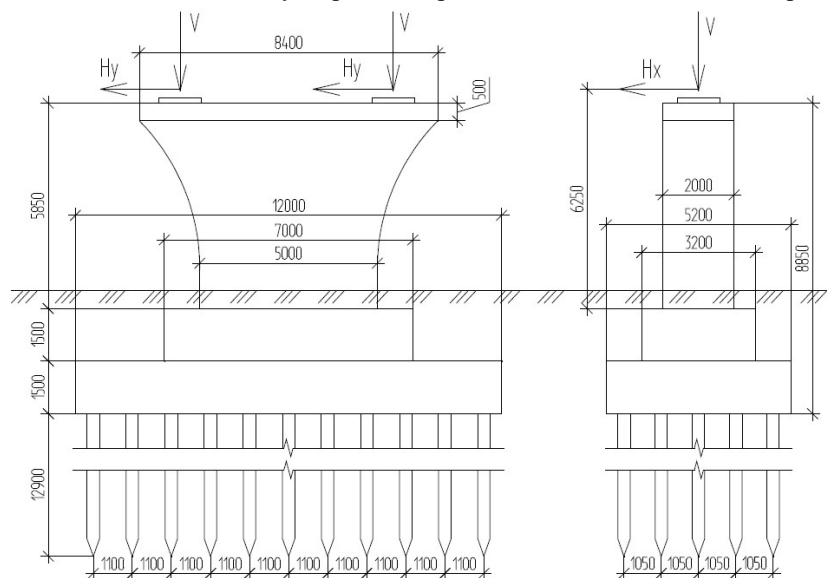


Рис. 2. Общий вид промежуточной опоры

Результаты расчета путепровода.

Воздействие задается в виде ряда записей сейсмограмм по трем направлениям с корректировкой амплитуды на различную балльность. Уравнение движения конструкции после применения дискретизации по методу конечных элементов приводится к виду

$$[M]\{\ddot{u}\} + \eta[C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{P\}, \quad (1)$$

с начальными условиями из статического решения задачи

$$\{u(t)\}_{t=0} = \{u(0)\}, \quad \{\dot{u}(t)\}_{t=0} = \{\dot{u}(0)\}, \quad (2)$$

где $\{u(t)\}$ – вектор абсолютных перемещений узловых точек конечно-элементной модели конструкции, для нелинейных задач матрицы $[M]$, $[C]$, $[K]$ зависят от вектора абсолютного перемещения, в $\{P(t)\}$ входят заданное движение грунта и действующие силы. Движение грунта задается в виде записей сейсмограмм [1, 9, 10].

Сейсмическое воздействие передается конструкции в четырех точках через опоры в виде равенства перемещений опор и поверхности основания. Начало путепровода – левый торец пролетного строения жестко соединен с устоем, а конец путепровода – правый торец соединен с устоем с подвижными опорными частями.

В статье представлены результаты расчетов монолитного путепровода от динамической нагрузки по записям двух реальных сейсмограмм опасных землетрясений: Газлийского (Узбекистан) и Манжилского (Иран).

Газлийское (Узбекистан) землетрясение от 17.05.1976г. – более 9 баллов по шкале MSK-64, максимальные ускорение, скорость и перемещение в направлении распространения сейсмической волны: 7.22 м/с²; 0.62 м/с; 0.18 м. Вертикальное ускорение – 14 м/с².

Манжилское (Иран) землетрясение от 20.06.1990г. – 8 баллов по шкале MSK-64, максимальные ускорение, скорость и перемещение в направлении распространения сейсмической волны: 1.93 м/с²; 0.21 м/с; 0.064 м.

Расчет проводился методом конечных элементов по балочной теории, по временной переменной использован метод Ньюмарка. Необходимость проведения расчетов на сейсмостойкость уникальных сооружений, а также сооружений с сейсмоизолирующими устройствами с использованием записей акселерограмм и сейсмограмм (перемещений) поверхности грунта потребовала модификации программного средства ШАРК (Программный комплекс создан проф. И. Мирзаевым), отвечающего современным потребностям исследователей и проектировщиков в области строительства в сейсмических районах [1].

Для дискретизации путепровод был разбит на 220 конечных элементов с учетом работы каждого типа конечного элемента. Вычисления проводились по неявной схеме с шагом по времени 0.005 с. Потеря энергии учитывается в форме Рэлея.

Записи землетрясений взяты из Европейской базы данных сильных землетрясений [4, 11]. На рис. 3 приведено продольное перемещение правого конца путепровода (черная линия), который является свободным от продольного напряжения, а также перемещение соответствующего устоя от активного давления грунта (красная линия) при Газлийском землетрясении.

Из графика видно, что максимальное перемещение в сейсмической волне, распространяющейся по направлению продольной оси путепровода, равно 0.18 м. Скорость распространения сейсмической волны – 500 м/с. При этом максимальная разница между перемещениями равна 0.07 м, а при скорости распространения сейсмической волны 250 м/с эта разница перемещений будет 0.14 м. Это связано с разницей скоростей распространения волн в монолитной конструкции путепровода и в грунте, что приводит к запаздыванию прихода волны по грунту. Отсюда следует, что опорная часть правого конца путепровода не позволяет падение пролетного строения с устоя за счет того, что предельное перемещение резинометаллической опорной части равно 0.2 м.

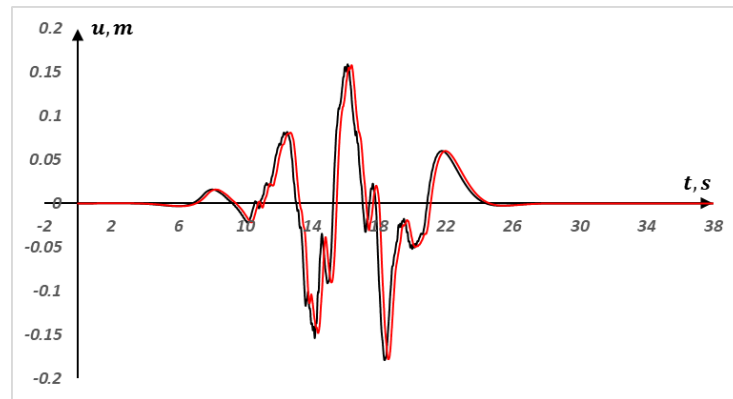


Рис. 3. Изменение во времени продольного перемещения правого конца пролетного строения путепровода и основания (Газлийское землетрясение)

Для сравнения поведения конструкции путепровода также проведен расчет при Манжилском землетрясении. В этом случае максимальная разница между перемещениями равна 0.03 м, а при скорости распространения сейсмической волны 250 м/с эта разница перемещений будет 0.06 м.

На рис. 4 представлен график изменения во времени вертикального перемещения пролетного строения путепровода в серединах первого и второго пролетов при Газлийском землетрясении.

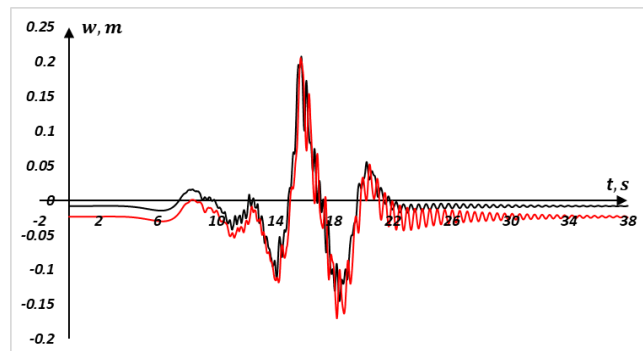


Рис. 4. Изменение во времени вертикального перемещения пролетного строения путепровода в серединах первого (черная линия) и второго (красная линия) пролетов (Газлийское землетрясение)

Здесь обозначены вертикальные перемещения монолитного путепровода на расстоянии 16.5 м от левого торца черной линией и на расстоянии 54 м от левого торца красной линией. Максимальное перемещение – 0.21 м, что связано с большим значением вертикального ускорения в записи землетрясения, равном 14 м/с^2 . В середине большого пролета наблюдаются высокочастотные колебания. Отдельное сравнение графиков вертикальных перемещений верхней части опоры и соответствующей точки монолитного путепровода показало, что вертикальная компонента сейсмической волны на доли миллиметров подбрасывает монолитную часть путепровода над опорой [12]. В этом случае опорные части работают на растяжение, и это может быть причиной появления высокочастотных колебаний.

На рис. 5 и 6 приведены изменения во времени вертикальной перерезывающей силы и изгибающего момента относительно горизонтальной оси пролетного строения путепровода над первой промежуточной опорой при Газлийском землетрясении.

На рис. 5 представлено изменение по времени вертикальной перерезывающей силы монолитного путепровода на расстоянии 33 м от левого торца, т.е. над опорой. Максимальное абсолютное значение – 13.3 МН, статическое значение равно -6.7 МН.

Изменение по времени изгибающего момента относительно горизонтальной оси поперечного сечения монолитного путепровода на расстоянии 33 м от левого торца, т.е. над

опорой, показано на рис. 6. Максимальное значение – 79.76 МНм, статическое значение – 46.89 МНм.

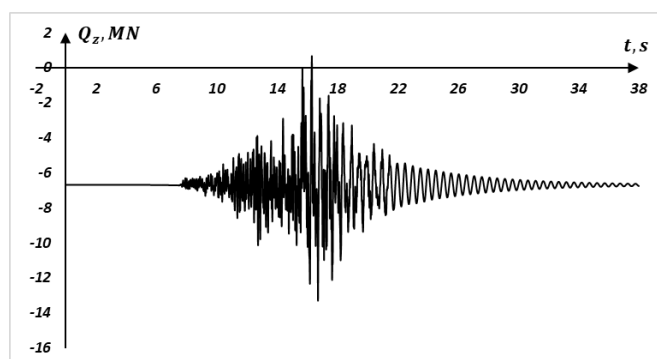


Рис. 5. Изменение во времени вертикальной перерезывающей силы пролетного строения путепровода над первой промежуточной опорой (Газлийское землетрясение)

Изменение по времени изгибающего момента относительно горизонтальной оси поперечного сечения монолитного путепровода на расстоянии 33 м от левого торца, т.е. над опорой, показано на рис. 6. Максимальное значение – 79.76 МНм, статическое значение – 46.89 МНм.

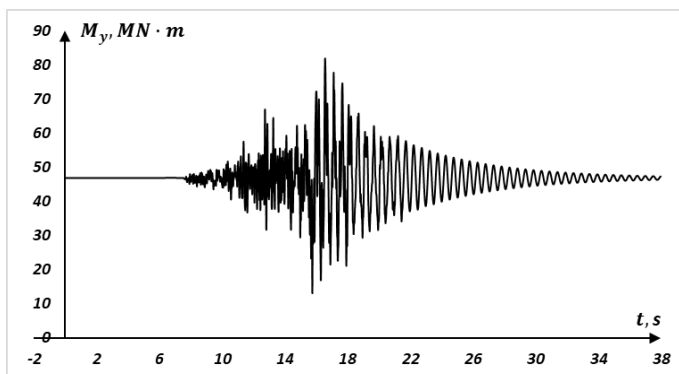


Рис. 6. Изменение во времени изгибающего момента относительно горизонтальной оси пролетного строения путепровода над первой промежуточной опорой (Газлийское землетрясение)

На рис. 7 показано изменение во времени продольного напряжения на расстоянии 54 м от левого конца пролетного строения путепровода в средней точке по ширине под верхней поверхностью (черная линия) и над нижней поверхностью (красная линия) при Газлийском землетрясении. Данная сейсмическая волна приводит к увеличению напряжения более чем в два раза по сравнению со статическим значением напряжения. После прохождения сейсмической волны напряжение быстро возвращается в статическое состояние.

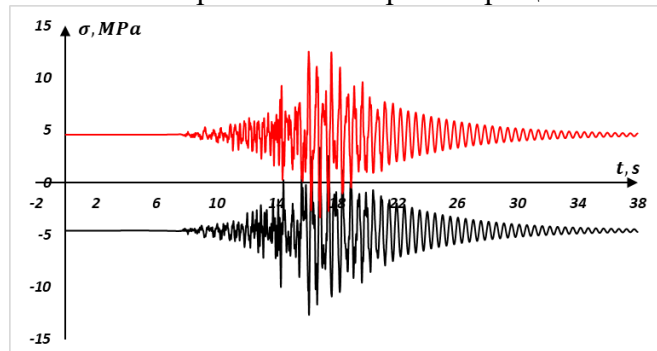


Рис. 7. Изменение во времени продольного напряжения на расстоянии 54 м от левого конца пролетного строения путепровода (Газлийское землетрясение)

На рис. 8 представлено изменение вертикальной перерезывающей силы вдоль путепровода в различные моменты времени ($t=14.26\text{c}$; $t=15.77\text{c}$; $t=18.25\text{c}$; $t=20.45\text{c}$) при Газ-

лийском землетрясении. На этом рис. 8 можно увидеть колебательное изменение перерезывающей силы во время землетрясения.

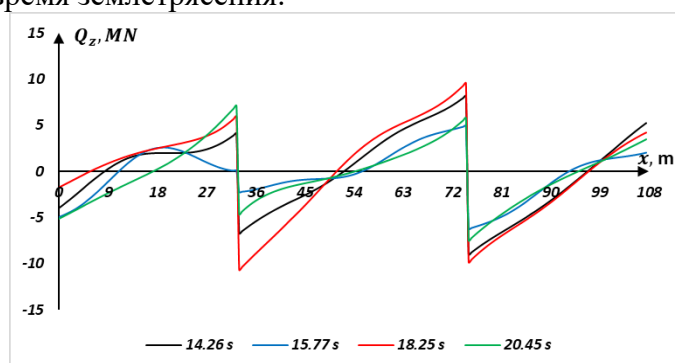


Рис. 8. Изменение вертикальной перерезывающей силы вдоль путепровода в различные моменты времени (Газлийское землетрясение)

На рис. 9 представлено изменение изгибающего момента относительно горизонтальной оси вдоль путепровода в различные моменты времени ($t=14.26$ с; $t=15.77$ с; $t=18.25$ с; $t=20.45$ с) при Газлийском землетрясении. На этом рис. 9 так же можно увидеть колебательное изменение изгибающего момента.

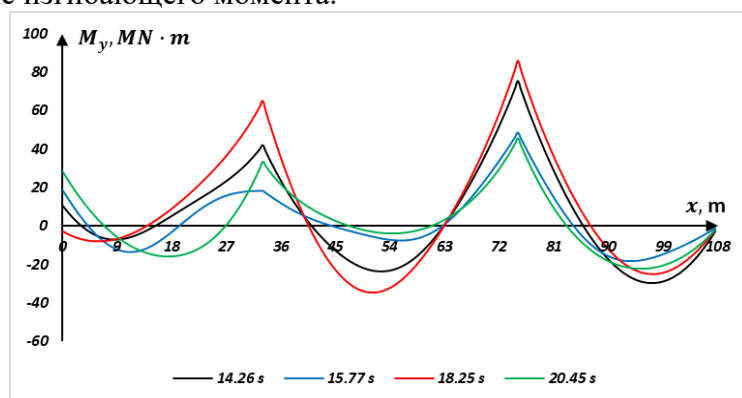


Рис. 9. Изменение изгибающего момента относительно горизонтальной оси вдоль путепровода в различные моменты времени (Газлийское землетрясение)

Заключение.

В действующих нормативных документах по сейсмостойкому строительству транспортных сооружений не отражены вопросы сейсмостойкости сооружений с учетом многоуровневого проектирования. К сожалению, в транспортном строительстве отечественные проектные институты в расчетах мостов на сейсмостойкость не используют записи реальных землетрясений и ограничиваются линейно-спектральными расчетами из-за отсутствия сведений о ситуационной сейсмичности территории Узбекистана. В связи с этим для обеспечения гарантированной сейсмической безопасности транспортных сооружений требуется проведение проектных расчетов по наборам записей произошедших землетрясений, близких по доминирующим частотам к характеристикам площадки строительства. Такое положение необходимо ввести в соответствующие нормативные документы.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Рашидов Т.Р., Кузнецов С.В., Мардонов Б.М., Мирзаев И. Прикладные задачи сейсродинамики сооружений. Книга 1. Ташкент.: Навруз, 2019. – 268 с.
- [2] Шермухамедов У.З. Гашение продольных сейсмических колебаний опор балочных мостов с сейсмоизолирующими опорными частями. Монография. Ташкент, 2020. – 180 с.
- [3] ШНК 2.01.20-16. Строительство транспортных сооружений в сейсмических районах. Ташкент, 2016.

- [4] *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. N 45(3).
- [5] *Мяченков В.И., Мальцев В.Г., Майборода В.П. и др.* Расчёт машиностроительных конструкций методом конечных элементов: Справочник / Под общ. ред. Мяченкова В.И. М.: Машиностроение, 1989. – 520 с.
- [6] *Шапошников Н.Н., Тарабасов А.Д., Петров В.В., Мяченков В.И.* Расчёт машиностроительных конструкций на прочность и жесткость. М.: Машиностроение, 1984. –264 с.
- [7] *Алатырцева Е.Л., Уздин А.М., Долгая А.А., Шермухамедов У.З., Шульман С.А.* Сейсмоизоляция железнодорожного моста в Узбекистане. *Научно-технический журнал // «Природные и техногенные риски. Безопасность сооружений»*. Спб.: РФ. 2021. №1. С. 33–37.
- [8] КМК 2.01.03-96. Строительство в сейсмических районах. Ташкент, 1997.
- [9] *Mirzaev I., Bekmirzaev D.* Earthquake resistance assessment of buried pipelines of complex configuration based on records of real earthquakes. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Vol. 57. No. 6. 2021. P. 491–496.
- [10] *Shermukhamedov U., Salixanov S., Shaumarov S., Zokirov F.* Method of selecting optimal parameters of seismic-proof bearing parts of bridges and overpasses on high-speed railway lines // *European Journal of Molecular & Clinical Medicine*. Vol. 7. 2020. Issue 2. P. 1076–1084.
- [11] *Уздин А.М., Кузнецова И.О.* Сейсмостойкость мостов. Книга. Саарбрюкен (Германия). Palmarium, 2014. – 450 с.
- [12] *Mirzaev I., Yuvmitov Anvar, Turdiev Malikjon, Shomurodov Jakhongir.* Influence of the Vertical Earthquake Component on the Shear Vibration of Buildings on Sliding Foundations. *E3S Web of Conferences* 264, 02022. CONMECHYDRO, 2021. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126402022>.

Дата поступления
19.11.2021

И. Мирзаев, У.З. Шермухамедов, А.В. Каримова. Зилзилаларнинг инструментал ёзувлари асосидаги таъсирга Ўзбекистонда қурилайётган монолит йўл ўтказгични ҳисоблаш натижалари.

Аннотация: Ўзбекистон Республикасининг транспорт инфратузилмасини яхшилаш мақсадида кўприклар ва йўл ўтказгичларнинг монолит (яхлит) конструкцияларидан фойдаланила бошланди. Мақолада Самарқанд шаҳридан ўтган М-39 автомобил йўлининг 1083-километридаги монолит йўл ўтказгичнинг сейсмик таъсирга ҳисоблаш натижалари келтирилган. Спектрал таркибли тизим учун иккита хавфли зилзилалар бўйича реал сейсмограммалар: Газли (Ўзбекистон) ва Манжил (Эрон) ёзувлари асосида монолит йўл ўтказгичини динамик юкланишда ҳисоблаш натижалари келтирилган. Амалга оширилган ҳисоблар шуни кўрсатадики, транспорт иншоотларининг кафолатланган сейсмик хавфсизлигини таъминлаш учун қурилиш майдончасининг хусусиятларига мос частоталарга яқин бўлган зилзилалар ёзувлари тўпламлари асосида лойиҳалаш ҳисобларини амалга ошириш лозим. Бундай қоида тегишли норматив ҳужжатларга киритилиши керак.

Калит сўзлар: кўприклар; йўл ўтказгичлар; сейсмик ҳимоя; ҳақиқий зилзила қайдлари; сейсмограмма; таянч.

I. Mirzaev, U.Z. Shermukhamedov, A.B. Karimova. Results of calculations of a monolithic overpass under construction in Uzbekistan based on records of real earthquakes.

Abstract: In order to improve the transport infrastructure of the Republic of Uzbekistan, the monolithic structure of bridges and overpasses began to be used. The article presents the calculation of a monolithic overpass on the 1083rd km of the M-39 highway passing through the city of Samarkand. The results of the calculation of a monolithic overpass from dynamic load are presented, based on the records of two real seismograms for two dangerous earthquakes for the system with spectral composition: Gazli (Uzbekistan) and Manzhil (Iran). The calculations carried out show that in order to ensure guaranteed seismic safety of transport structures, it is necessary to carry out design calculations based on sets of records of earthquakes that occurred, close in dominant frequencies to the characteristics of the construction site. Such a provision should be introduced into the relevant regulatory documents.

Keywords: bridges; overpasses; seismic protection; real earthquake records; seismogram; support.

РАСЧЕТ ГРУНТОВЫХ ПЛОТИН ПРИ СЕЙСМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

Умархонов С.И.¹, Норматов Ш.И.², Хайдарова О.М.¹.

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

²Наманганский инженерно-строительный институт, Наманган, Узбекистан

E-mail: umarkhonov@gmail.com

Аннотация: Статья посвящена динамическим задачам исследования деформированного состояния грунтовых плотин при сейсмических 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. Метод решения, алгоритм и составленная программа обоснованы сравнением полученных результатов с результатами аналогичных задач, полученных методом конечных элементов с помощью программы FLAC3D. Преимуществом разработанного метода является реализация сложных нелинейных моделей деформирования с учетом структурных изменений и увлажненности грунтовых сред. На примере Чарвакской плотины определено распределение напряженного состояния по поперечному сечению плотины под действием собственного веса и, принимая ее в качестве начальных условий, численно решена задача о динамическом поведении грунтовой плотины при воздействии сейсмических нагрузок. Определено изменение смещений в некоторых точках грунтовой плотины по времени. Сопоставлены результаты, полученные методом конечных разностей и FLAC3D.

Ключевые слова: грунтовая плотина; сейсмические воздействия; деформация; динамическое поведение; численное решение; метод конечных разностей.

Введение.

Грунтовые плотины вследствие возможности катастрофических последствий при их разрушении предъявляют повышенные требования к их надежности, которые учитываются соответствующими нормами при проектировании. Однако процессы, определяющие характер работы грунтовой плотины совместно с природными основаниями, пока еще недостаточно изучены. Естественное старение грунтовой плотины в течение длительного периода её эксплуатации и возможное развитие неблагоприятных процессов во времени требует постоянного контроля за работой сооружений и оценки их безопасности. Одним из таких факторов является сложный характер распределения напряжений в теле плотины [1,2]. Как правило, в инженерной практике используются приближённые способы определения напряжений и деформаций для оценки устойчивости и сейсмостойкости грунтовых плотин [3, 4]. В инженерных расчетах [2–4] напряженно-деформированное состояние приближённо принимается, где вертикальные напряжения в теле плотины определяются только давлением от веса вышележащего грунта. Это допущение вносит неточность в результат расчёта устойчивости и надежности плотин [5–14].

Проектное обоснование прочности грунтовой плотины должно быть выполнено из условий недопущения предельных состояний. При этом значения напряженных и деформационных показателей следует определять на основе анализа ряда параметров, в том числе и результатов расчетов напряженно-деформированного состояния грунтовой плотины. Целью настоящей статьи является разработка метода решения динамического поведения грунтовых плотин принципами механики деформированного твердого тела и его обоснование.

Постановка и решения задачи.

Рассмотрим грунтовые плотины на жестком основании (рис.1). Если длина дамбы очень велика по сравнению с ее шириной и высотой, ее движение 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 [15]:

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

где u_x, u_y – скорости частиц в направлениях x и y ; $S_{xx}; S_{yy}; \tau_{xy}$ – компоненты напряжения девиатора; ρ – плотность среды; P – давление.

Естественно полные 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 [16–17]:

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

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

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

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:

$$\begin{aligned}\lambda &= \frac{3W}{2Y^2} H(W), \\ H(W) &= \begin{cases} 1, & \text{at } W \geq 0 \\ 0, & \text{at } W < 0 \end{cases},\end{aligned}\quad (7)$$

$$W = 2\mu \left\{ \sum_{j=x,y,z} S_{jj} \left(\frac{d\varepsilon_{jj}}{dt} - \frac{1}{3} \frac{dV}{Vdt} \right) + \tau_{xy} \frac{d\varepsilon_{xy}}{dt} \right\}.$$

К системе уравнений (1)–(7) необходимо добавить соотношения, связывающие компоненты скоростей деформации с массовыми скоростями, и уравнение неразрывности грунта [18]

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

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

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

Геометрические размеры грунтовых плотин: 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 12м.

Физико-механические параметры грунтовых плотин приняты следующим и [1,19]:

- 1) для откоса: плотность – 1980 кг/м³, модуль эластичности – $E_{\text{плотина}}=6210$ МПа, коэффициент Пуассона – $\nu_{\text{плотина}}=0.3$, индикаторы прочности откоса (сцепление, коэффициент трения, предельное значение прочности сдвига) – $Y_0=\mu/800$, $\mu=0.4$, $Y_{\text{плотина}}=20 \cdot Y_0$;
- 2) для ядра: плотность – 1760 кг/м³; модуль эластичности – $E_{\text{ядро}}=3105$ МПа; коэффициент Пуассона – $\nu_{\text{ядро}}=0.3$; индикаторы прочности откоса (сцепление, коэффициент трения, предельное значение прочности сдвига) – $Y_0=\mu/1000$, $\mu=0.3$, $Y_{\text{ядро}}=20 \cdot Y_0$.

Метод решения.

Рассмотрим численные решения поставленных задач разностным методом с использованием схемы, предложенной М.Уилкинсом [20] 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 [20] является то, что в процессе счета шаг по времени Δt осуществляется автоматическим выбором из условия устойчивости и точности, и он может меняться каждый раз [20]. Дискретизация задачи по координатам x и y производится разбиением рассматриваемой области (сооружения) на четырехугольники. Еще одним важным преимуществом схемы Уилкинса является то, что частные производные функции $v_x(v_y, \sigma_{ij}, \varepsilon_{ij})$ определяются из интегральных соотношений [20]:

$$\frac{\partial v_x(x,y)}{\partial x} = \lim_{A \rightarrow 0} \frac{\int v_x(x,y) \cdot (\vec{n} \cdot \vec{i}) ds}{\iint_A dx dy}, \quad (10)$$

$$\frac{\partial v_x(x,y)}{\partial y} = \lim_{A \rightarrow 0} \frac{\int v_x(x,y) \cdot (\vec{n} \cdot \vec{j}) ds}{\iint_A dx dy},$$

где A – площадь четырехугольной сетки; s – граница площади A ; S – длина дуги; \vec{n} – вектор нормали; \vec{t} – вектор касательной; \vec{i}, \vec{j} – направляющие единичные векторы x, y :

$$\vec{n} = \vec{i} \frac{dx}{dn} + \vec{j} \frac{dy}{dn} = \vec{i} \frac{dy}{ds} - \vec{j} \frac{dx}{ds}.$$

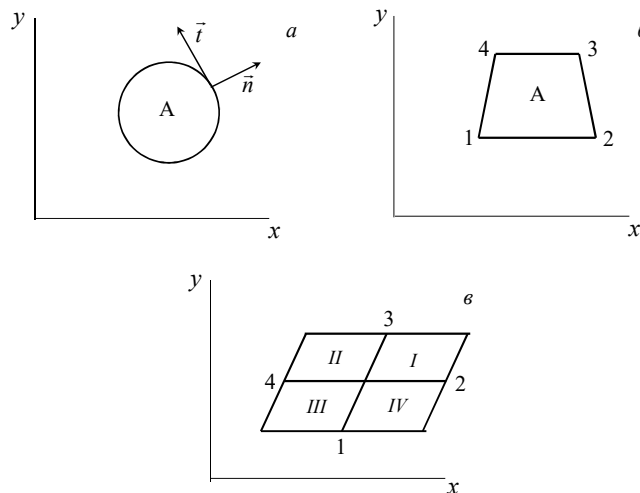


Рис.1. Ячейки для вычисления частных производных в центре ячеек

Применяя эти формулы к четырехугольнику 1,2,3,4 с площадью A (рис.1) для функции F , определенной в точках 1,2,3,4, получаем:

$$\int F(\vec{n} \cdot \vec{i}) ds = \int (F dy / ds) ds = F_{23}(y_3 - y_2) + F_{34}(y_4 - y_3) + F_{12}(y_2 - y_1), \quad (11)$$

где $F_{ij} = (F_i + F_j)/2$, ($i, j = 1, 2, 3, 4$), или из рис.1 получим

$$\frac{\partial F}{\partial x} = \frac{(F_2 - F_4)(y_3 - y_1) - (y_2 - y_4)(F_3 - F_1)}{2A}. \quad (12)$$

Аналогично находим

$$\frac{\partial F}{\partial y} = -\frac{(F_2 - F_4)(x_3 - x_1) - (x_2 - x_4)(F_3 - F_1)}{2A}. \quad (13)$$

Полученные таким образом величины дают производные некоторой непрерывной функции $F(x, y)$; $\partial F / \partial x$ и $\partial F / \partial y$ в центре четырехугольника (см. рис.1,б). Используя (12)–(13), мы можем написать выражения для $\partial v_x / \partial x$, $\partial v_y / \partial x$, $\partial v_x / \partial y$, $\partial v_y / \partial y$ в заданной точке пространства в данный момент времени.

Для вычисления ускорения значение функции F из (10) определяется в центре прямоугольника, где площадью интегрирования теперь будет служить площадь $I, 2, 3, 4$, указанная на рис.1в. Соответствующие конечно-разностные уравнения примут вид [20]:

$$\begin{aligned} \int_C F(\vec{n} \cdot \vec{i}) ds &= -[F_I(y_2 - y_3) + F_{II}(y_3 - y_4) + F_{III}(y_4 - y_1) + F_{IV}(y_1 - y_2)], \\ \int_C F(\vec{n} \cdot \vec{j}) ds &= [F_I(x_2 - x_3) + F_{II}(x_3 - x_4) + F_{III}(x_4 - x_1) + F_{IV}(x_1 - x_2)]. \end{aligned} \quad (14)$$

В качестве площади $I, 2, 3, 4$ берется среднее из площадей четырехугольников $A_I A_{II} A_{III} A_{IV}$. (рис.1,б).

Таким образом, частные производные по координатам в уравнениях (1), (8) определяются из приведенных соотношений (12)–(14). Разностные соотношения по времени определяются центральным разностным уравнением

$$\frac{v_x^{n+1/2} - v_x^{n-1/2}}{\Delta t^n} = \left(\frac{dv_x}{dt} \right)^n, \quad x^{n+1} = x^n + v_x^{n+1/2} \cdot \Delta t^{n+1/2}, \quad (15)$$

где значения скоростей (v_x и v_y) вычисляются при приращении времени на полшага, а значения координат (x и y) – при изменении времени на полный шаг, что приводит ко второму порядку точности аппроксимации [20].

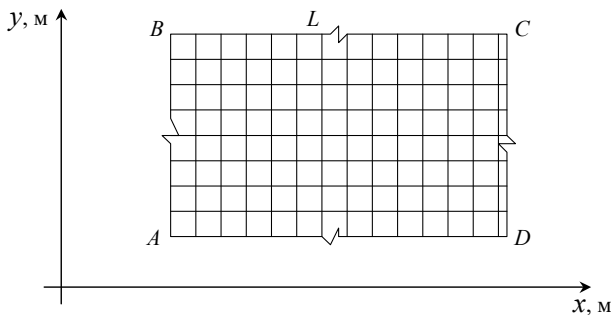


Рис.2. Схема расчетной области искомых решений

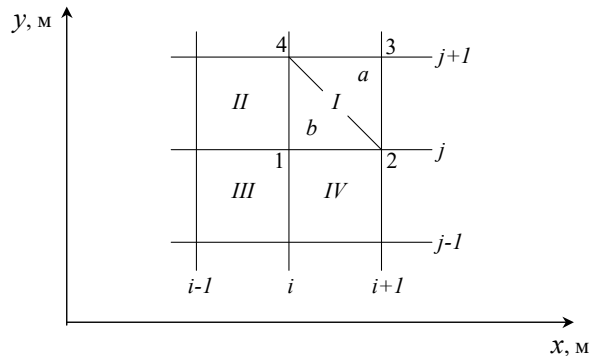


Рис.3. Четырехугольные сетки

Пусть в области Ω , занятой средой, построены четырехугольные лагранжевы сетки $i-j$, которые движутся вместе со средой (рис. 2). Центры и вершины четырехугольников показаны на рис.3. Вводим следующие обозначения:

$$\begin{aligned} I &= i + 1/2, j + 1/2; \quad II = i - 1/2, j + 1/2; \quad III = i - 1/2, j - 1/2; \quad IV = i + 1/2, j - 1/2; \\ 1 &= i, j; \quad 2 = i + 1, j; \quad 3 = i + 1, j + 1; \quad 4 = i, j + 1. \end{aligned}$$

Плоская масса, соответствующая каждому четырехугольнику в начальный момент, определяется путем умножения начальной плотности на площадь тела. Тогда масса в t^0 для четырехугольника I вычисляется по формуле [20]

$$M_I = \left(\frac{\rho_0}{V_0} \right)_I (A_a^0 + A_b^0), \quad (16)$$

где A_a, A_b – соответственно площади треугольников a и b , которые определяются из соотношений

$$\begin{aligned} (A_a)_I^n &= [x_2^n(y_3^n - y_4^n) + x_3^n(y_4^n - y_2^n) + x_4^n(y_2^n - y_3^n)]/2, \\ (A_b)_I^n &= [x_2^n(y_4^n - y_1^n) + x_4^n(y_1^n - y_2^n) + x_1^n(y_2^n - y_4^n)]/2, \end{aligned} \quad (17)$$

$$A_I^n = (A_a)_I^n + (A_b)_I^n. \quad (18)$$

Из условия сохранения массы имеем [20]

$$V_I^n = \frac{\rho_0 A_I^n}{M_I}. \quad (19)$$

Аналогично вычисляются массы M_{II}, M_{III} и M_{IV} .

Пусть в некоторый момент $t=t^n$ известны величины $v_x^{n-1/2}, v_y^{n-1/2}, x^n, y^n$ во всех узлах сетки и величины $\sigma_{xx}^n, \sigma_{yy}^n, \sigma_{zz}^n, \tau_{xy}^n, P^n, V^n$ в центрах четырехугольников, образующих сетку.

Получим формулы для определения этих величин внутри и на границе области Ω в момент времени $t=t^{n+1}=t+\Delta t^n$, где Δt^n – шаг по времени.

Запишем уравнения движения (1) с помощью (14), которые центрируются в точке i, j (см.рис.3):

$$\begin{aligned} (v_x)_{i,j}^{n+1/2} &= (v_x)_{i,j}^{n-1/2} - \Delta t^n (\phi(\sigma_{xx}, y)_{i,j}^n - \phi(\tau_{xy}, x)_{i,j}^n), \\ (v_y)_{i,j}^{n+1/2} &= (v_y)_{i,j}^{n-1/2} + \Delta t^n (\phi(\sigma_{yy}, y)_{i,j}^n - \phi(\tau_{xy}, x)_{i,j}^n), \end{aligned} \quad (20)$$

где

$$\begin{aligned} \phi(\sigma_x, x)_{i,j}^n &= \left[\sigma_I^n (x_{i+1,j}^n - x_{i,j+1}^n) + \sigma_{II}^n (x_{i,j+1}^n - x_{i-1,j}^n) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{III}^n (x_{i-1,j}^n - x_{i,j-1}^n) + \sigma_{IV}^n (x_{i,j-1}^n - x_{i+1,j}^n) \right] / (2\psi_{i,j}^n), \\ \psi_{i,j}^n &= \left[(\rho_0 A^n / V^n)_I + (\rho_0 A^n / V^n)_{II} + (\rho_0 A^n / V^n)_{III} + (\rho_0 A^n / V^n)_{IV} \right] / 4. \end{aligned} \quad (21)$$

После нахождения всех величин $v_x^{n+1/2}, v_y^{n+1/2}$ определяем новое положение координат:

$$x_{i,j}^{n+1} = x_{i,j}^{n-1} + (v_x^{n+1/2})_{i,j} \cdot \Delta t^{n+1/2}, \quad y_{i,j}^{n+1} = y_{i,j}^{n-1} + (v_y^{n+1/2})_{i,j} \cdot \Delta t^{n+1/2}. \quad (22)$$

Далее, по определенным значениям скорости и координаты, с применением конечно-разностных уравнений (12),(13) запишем расчетные формулы для скоростей деформации в центре ячейки I (см.рис.2) [20]:

$$\begin{aligned} (\dot{\epsilon}_{xx})_I^{n+1/2} &= [\phi(v_x, y)]_I^{n+1/2}, \quad (\dot{\epsilon}_{yy})_I^{n+1/2} = [\phi(v_y, x)]_I^{n+1/2}, \\ 2(\dot{\epsilon}_{xy})_I^{n+1/2} &= [\phi(v_y, y) - \phi(v_x, x)]_I^{n+1/2}, \end{aligned} \quad (23)$$

где

$$\begin{aligned} \phi(v, x)_I^{n+1/2} &= \frac{[(v_2 - v_4)(x_3 - x_1) - (x_2 - x_4)(v_3 - v_1)]_I^{n+1/2}}{2A_I^{n+1/2}}, \\ A_I^{n+1/2} &= \frac{(A_I^{n+1} + A_I^n)}{2}, \quad x^{n+1/2} = \frac{(x^{n+1} + x^n)}{2}, \quad y^{n+1/2} = \frac{(y^{n+1} + y^n)}{2}, \\ V_I^{n+1/2} &= \frac{(V_I^{n+1} + V_I^n)}{2}, \quad \left(\frac{\dot{V}}{V}\right)_I^{n+1/2} \cdot \Delta t^{n+1/2} = \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_I^{n+1/2} = \frac{V_I^{n+1} - V_I^n}{V_I^{n+1/2}}. \end{aligned}$$

Здесь величины $A_I^{n+1/2}$ и $V_I^{n+1/2}$ вычисляются по уравнениям (16)–(19).

Приращения деформации находим с помощью формулы

$$\begin{aligned}
 (\Delta \varepsilon_{xx})_I^{n+1/2} &= (\dot{\varepsilon}_{xx})_I^{n+1/2} \cdot \Delta t^{n+1/2}, & (\Delta \varepsilon_{yy})_I^{n+1/2} &= (\dot{\varepsilon}_{yy})_I^{n+1/2} \cdot \Delta t^{n+1/2}, \\
 (\Delta \dot{\varepsilon}_{zz})_I^{n+1/2} &= (\dot{\varepsilon}_{zz})_I^{n+1/2} \cdot \Delta t^{n+1/2}, & (\Delta \varepsilon_{xy})_I^{n+1/2} &= (\dot{\varepsilon}_{xy})_I^{n+1/2} \cdot \Delta t^{n+1/2}.
 \end{aligned}
 \quad (24)$$

С помощью найденных значений скоростей (23) и приращений деформации (24) вычислим величины соответствующих компонент напряжений ($\sigma_{xx}^{n+1}, \sigma_{yy}^{n+1}, \sigma_{zz}^{n+1}, \tau_{xy}^{n+1}$) в центре ячейки I по конкретным принимаемым уравнениям состояния (2)–(4).

Полные напряжения определяются по следующим формулам:

$$(\sigma_{xx})_I^{n+1} = (S_{xx})_I^{n+1} - (P)_I^{n+1}, \quad (\sigma_{yy})_I^{n+1} = (S_{yy})_I^{n+1} - (P)_I^{n+1}, \quad (\sigma_{zz})_I^{n+1} = (S_{zz})_I^{n+1} - (P)_I^{n+1}. \quad (25)$$

Аналогично вычисляются величины (23)-(25) и напряжения в центрах ячейки II, III, IV и т.д.

Таким образом, для момента времени $t=t^{n+1}$ вычислены все необходимые параметры задачи: $v_x^{n+1/2}, v_y^{n+1/2}, x^{n+1}, y^{n+1}$ на узловых точках внутри сетки, $\sigma_{xx}^{n+1}, \sigma_{yy}^{n+1}, \sigma_{zz}^{n+1}, \tau_{xy}^{n+1}, \rho^{n+1}$ – в центрах сетки и можем продолжить проделанную процедуру (алгоритм) вычислений (18) – (25). Конечно-разностные соотношения с учетом различных граничных условий приведены в [20].

Численные результаты.

Рассмотрим численные результаты расчетов. Здесь сравниваются результаты, полученные с помощью программы FLAC3D, основанной на методе конечных разностей, и результатов, полученных с помощью программы, базирующейся на методе конечных разностей, основанных на схеме Уилкинса. В основном динамические задачи решены с учетом упругой деформации неоднородной грунтовой плотины под действием горизонтального сейсмического воздействия. Результаты представлены графически.

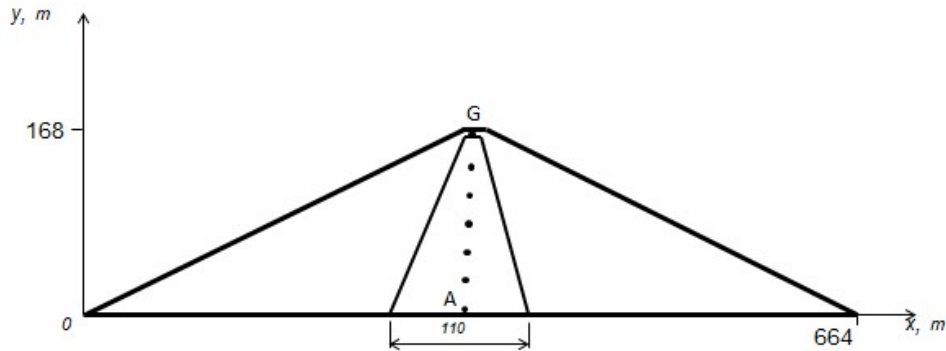


Рис.4. Поперечное сечение грунтовой плотины

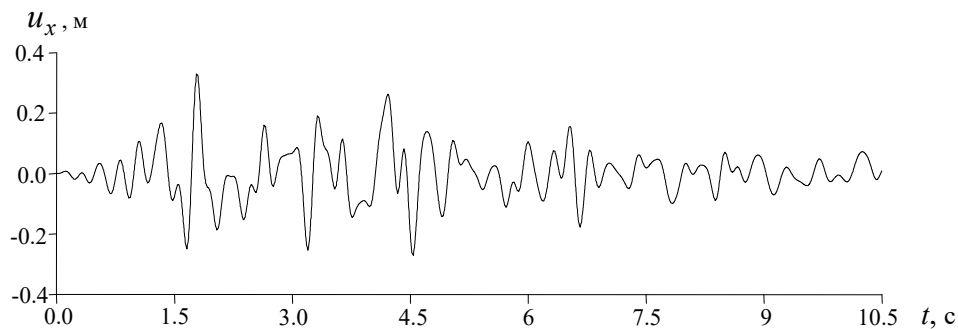


Рис.5. Велосигранмы, записанные во время землетрясения у основания Чарвакской плотины

Численно получены горизонтальные, вертикальные деформации, смещения, изменения напряжений во времени, возникающие в характерных точках грунтовой плотины.

На рис.3–8 показано изменение горизонтального смещения в центральной части грунтовой плотины (см.рис.4 в точках А,В,С,Д,Е,Ф,Г,). При этом учитывается упругая деформация грунта материала грунтовой плотины. На рис.3–8 результаты изменения горизонтального смещения по времени, полученные с помощью программы FLAC3D, представлены непрерывной пунктирной кривой. Сплошная линия описывает результаты, полученные методом конечных разностей с использованием схемы Уилкинса.

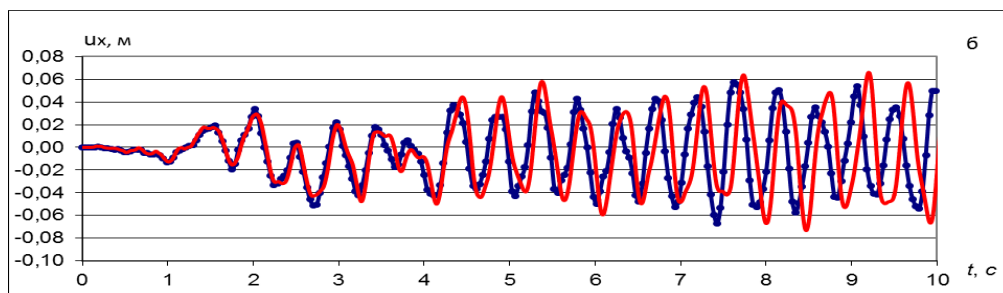
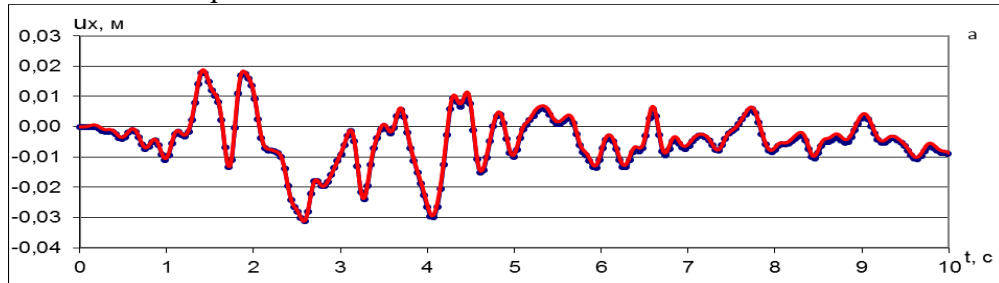


Рис.6. Изменение горизонтальных смещений по времени в точках А (а), В (б)

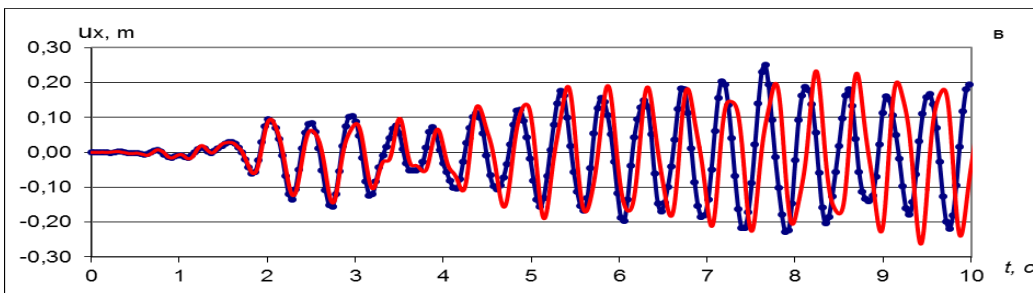
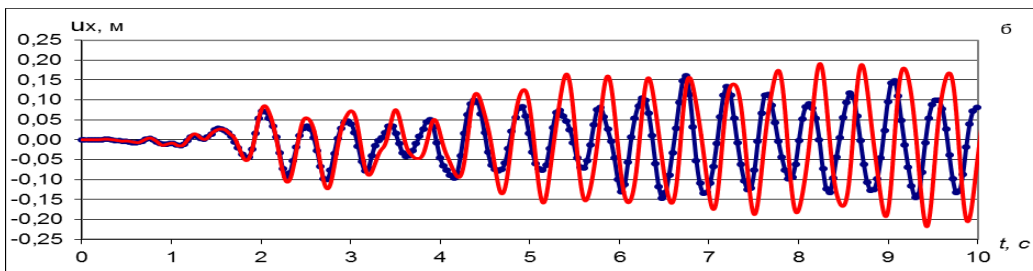
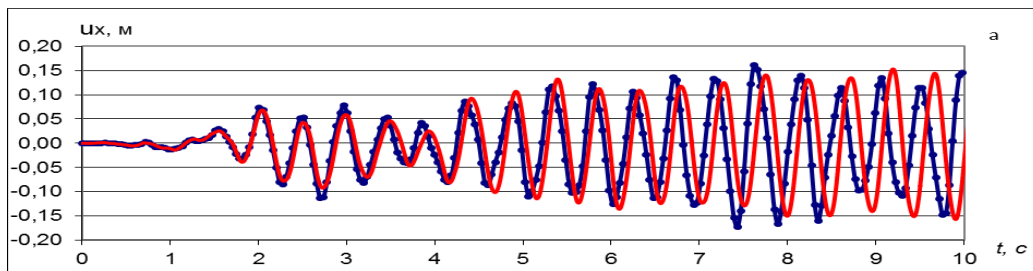


Рис.7. Изменение горизонтальных смещений по времени в точках С (а), Д (б), Е (в)

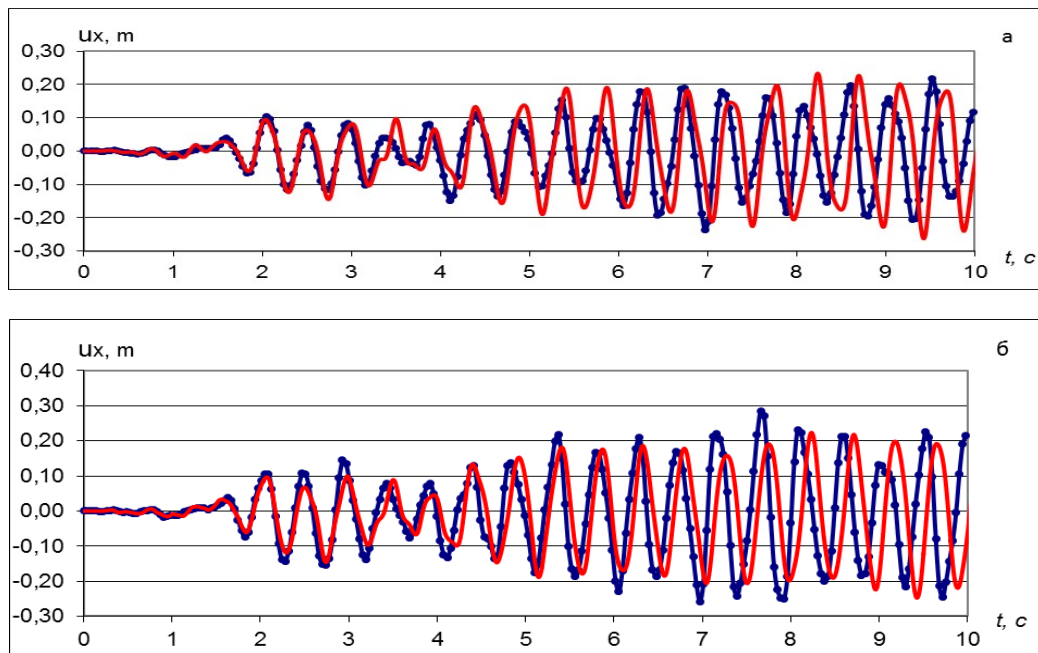


Рис.8. Изменение горизонтальных смещений по времени в точках F (а), G (б)

Заключение.

Смещения, возникающие в поперечном сечении грунтовой плотины при сейсмическом воздействии, были получены двумя различными численными программами. Результаты проанализированы и сделан вывод, что результаты динамической задачи, решенной по схеме Уилкинса методом конечных разностей, практически совпадают с результатами, полученными в программе FLAC3D на основе метода конечных разностей. Это подтверждает достоверность полученных результатов. Максимальное значение горизонтальных смещений в точках ядра грунтовой плотины было достигнуто в самой высокой точке плотины и составило 0,30 м.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Umarkhonov S.I.* Study dynamic behavior of earth dam with account non-linear characteristics of soil under seismic loads // *Europaische Fachhochschule* – 2015. N 9, P. 48–52.
- [2] *Sainov M.P., Fomichev A.A.* Influence of Compound Dam Design on Its Stress-Strain State // *Vestn. MGSU*, 2018. N 1. P. 107–115. <https://doi.org/10.22227/1997-0935.2018.1.107-115>.
- [3] *Гольдин А.Л., Рассказов Л.Н.* Проектирование грунтовых плотин. М.: Изд-во. Ассоциации строительных вузов, 2001. – 384 с.
- [4] *Zheng H., Yang Z.L., Sun G.H.* Extremum solutions to the limit equilibrium method subjected to physical admissibility // *Natural Hazards*. 2013. doi: 10.1007/s11069-012-0345-8.
- [5] *Попов В.Н., Шпаков П.С., Юнаков Ю.Л.* Управление устойчивостью карьерных откосов // *Горная книга*. М., 2008. – 683 с.
- [6] *Umarkhonov S.I.* Dynamic Design of Ground Dams Under The Action of Dynamic Loads / *International Conferences on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, San Diego, US, 2001.P.27.
- [7] *Sultanov K.S., Khusanov B.E., Loginov P.V., Normatov Sh.I.* Method for Assessing the Reliability of Earth Dams in Irrigation Systems,” *Construction of Unique Buildings and Structures* 89, 8901 (2020). doi:10.18720/CUBS.89.1.
- [8] *Khusanov B.E. and Umarkhonov S.I.* Study of Dynamic Behavior of Ground Dams with Account of Moisture Content Under Seismic Actions / *International Conferences on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*. San Diego: US, 2001. P.26.
- [9] *Wang L. et al.* Efficient reliability analysis of earth dam slope stability using extreme gradient boosting method // *Acta Geotechnica*. 2020. N 15 (11). P. 3135–3150.
- [10] *Siacara A.T., Beck A.T., Futai M.M.* Reliability analysis of rapid drawdown of an earth dam using direct coupling // *Computers and Geotechnics*. 2020. N 118. 103336.
- [11] *Mouyeaux A.* Probabilistic stability analysis of an earth dam by Stochastic Finite Element Method based on field data // *Computers and Geotechnics*. 2018. N 101. P. 34–47.

- [12] Parish Y., Sadek M.I., Shahrour. Numerical analysis of the seismic behaviour of earth dam // Natural hazards and Earth system sciences. 2009. N 9(2). P. 451–458.
- [13] Pham H.T., Oo H.Z., Jing C. Stability of slope and seepage analysis in earth dam using numerical finite element model // Study of Civil Engineering and Architecture (SCEA). 2013. N 2(4). P. 104–108.
- [14] Chowdhury I., Dasgupta S.P. Earthquake analysis of concrete gravity DAM // *GeoPlanet: Earth and Planetary Sciences*. 2019. P. 789–861. https://doi.org/10.1007/978-3-319-90832-8_11.
- [15] 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. N 971. 032017. <https://doi.org/10.1088/1757899X/971/3/032017>.
- [16] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Уравнения состояния просадочных грунтов с учетом увлаженности // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2001. № 3. С. 7–11.
- [17] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Определение просадки нелинейно-деформируемого грунтового массива при увлажнении // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2002. № 3. С. 2–4.
- [18] Khusanov B.E., Rikhsieva B. Thickness dimensions of the contact layer of soil-rigid body interaction // E3S Web Conf. 2019. N97. 04040. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20199704040>.
- [19] Khusanov B., Khaydarova O. Stress-strain state of earth dam under harmonic effect // E3S Web Conf. 2019. N 97. 05043. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20199705043>.
- [20] Wilkins M.L. Computer Simulation of Dynamic Phenomena. Springer. Berlin. 2010. P. 246.

Дата поступления
2.12.2021

С.И. Умархонов, Ш.И. Норматов, О.М. Хайдарова. Сейсмик кучлар таъсиридаги грунтли тўғонлар ҳисоби.

Аннотация: Мақола сейсмик кучлар таъсиридаги грунтли тўғонларни деформацияланганлик ҳолатини ўрганиш бўйича динамик масалалар ечимига қаратилган. Грунтли иншоотларнинг, хусусан, грунтли тўғонларнинг кучланганлик–деформацияланганлик ҳолатини аниқлаш учун тўлқин тарқалиш масалаларни ечиш усули ишлаб чиқилган. Чекли айирмалар усулини қўллаб, 2-тартибли аниқликдаги вақт ва координаталар бўйича масалаларни ечиш алгоритми ва ҳисоблаш формулалари ишлаб чиқилган. Масалани ечиш усули бўйича тузилган алгоритм ва дастур FLAC3D дастури ёрдамида чекли элементлар усулида олинган худди шундай масала натижалари билан солиштириши билан асосланган. Қўлланаётган усулнинг афзаллиги, грунтнинг таркибий ўзгаришлари ва намлигини ҳисобга олган ҳолда мураккаб чизиқсиз деформацияланиш моделларидан фойдаланишида қулайлигидир. Тўғоннинг хусусий оғирлиги таъсиридаги кучланганлик ҳолати Чорвоқ сув омбори тўғони мисолида аниқланди ва уни бошлангич шартлар сифатида олиб, грунтли тўғонни динамик кучлар таъсиридаги масаласи кўриб чиқилди. Грунтли тўғоннинг айрим нуқталаридаги кўчишларни вақт бўйича ўзгариши аниқланди. Чекли айирмалар усулида олинган натижалар FLAC3D да олинган натижалар билан солиштирилди.

Калим сўзлар: грунтли тўғон; сейсмик куч; деформация; динамик ҳолат; сонли ечимлар; чекли айирмалар усули.

S.I. Umarkhonov, Sh.I. Normatov, O.M. Khaydarova. Calculation of earth dam under seismic impacts.

Abstract: The paper is devoted to the dynamic problems in studying the strain state of earth dams under seismic effects. A method for solving wave problems is being developed to determine the stress-strain state of earth structures, in particular, earth dams. Using the method of finite differences, an algorithm for solving problems and calculation formulas of the 2nd order accuracy in time and coordinates were developed. The solution method, algorithm and compiled software are substantiated by comparing the results obtained with the results of similar problems obtained by the finite element method using the FLAC3D program. The advantage of the developed method is the implementation of complex nonlinear strain models taking into account structural changes and moisture content of soil. Using the Charvak dam as an example, the stress state distribution over the cross section of the dam under its own weight was determined and, taking it as the initial conditions, the problem of the dynamic behavior of an earth dam under the action of seismic loads was numerically solved. The change in displacements in some points of the earth dam in time was determined and the results obtained by the finite difference method and FLAC3D were compared.

Keywords: earth dam; seismic load; deformation; dynamic behavior; numerical solution; finite element method.

СОСТАВЛЕНИЕ И ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ МОДЕЛИ ФИЛЬТРАЦИИ ОДНОКОМПОНЕНТНОЙ СУСПЕНЗИИ С УЧЕТОМ ДИНАМИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ

Хужаёров Б.Х., Файзиев Б.М., Бегматов Т.И.

Самаркандский государственный университет, Самарканд, Узбекистан

E-mail: fayzievbm@mail.ru

Аннотация: В статье представлена математическая модель фильтрации суспензии в двухзонной пористой среде. Установлена роль динамических факторов в общем процессе транспорта растворенных веществ. Показано, что динамические факторы существенно влияют на кинетику осаждения и обратного вовлечения в поток ранее осажденных частиц. Учет динамических факторов, в основном, влияет на профили изменения концентрации в вымываемой части осадка и существенно меняет характеристики переноса в активной зоне.

Ключевые слова: динамические факторы; математическая модель; многоэтапность кинетики; пористая среда; суспензия; фильтрация.

Введение.

Одним из широко осуществляемых методов очистки вод является фильтрация через различные фильтры [1–3]. Чтобы гарантировать высокое качество питьевой воды, очищаемой фильтрованием, следует понять механизмы фильтрации: кинетику задержания частиц фильтровальным элементом, перенос частиц в пористом пространстве, изменение свойств фильтра и др. Удобным методом анализа процесса является математическое моделирование, адекватно отражающее основные физические явления [4, 5].

Для описания процессов осаждения частиц обычно применяются различные феноменологические подходы. В частности, кинетика осаждения твердых частиц представляется в виде дифференциальных уравнений, учитывающих различные физические особенности осаждения и освобождения твердых частиц в поровом пространстве фильтра. Основные модельные подходы по описанию фильтрации неоднородных жидкостей были приведены в [5–9]. Адекватность предложенных моделей проверялась на основе экспериментальных исследований [4, 7], где для достаточно широкого диапазона изменения модельных параметров получено удовлетворительное совпадение теоретических и экспериментальных данных.

В работе [10] предложена феноменологическая модель фильтрации неоднородных жидкостей. Она объединяет уравнение адвекции-дисперсии с уравнением нелинейной многоступенчатой кинетики накопления. Модель включает дисперсию и учитывает временные и пространственные изменения пористости среды. Предполагается, что в любом месте внутри колонны сначала образуется осадок на фильтре в виде необратимого созревающего слоя, а затем – обратимый осадок на стадии эксплуатации. В работах [11–13] были усовершенствованы модели с многоступенчатой кинетикой накопления.

В [14–15] на основе вероятностного подхода предлагаются модифицированные уравнения кинетики коагуляции и суффозии. Коагуляционные и суффозионные процессы зависят от градиента давления, причем чем больше градиент давления, тем меньше вероятность коагуляции и тем больше вероятность суффозии [14].

Имеется несколько разновидностей феноменологических соотношений для описания течения различных типов дисперсных систем, но в двухзонной пористой среде многоступенчатая кинетика не учитывалась в обеих зонах. В данной статье сформулирована задача фильтрации однокомпонентной суспензии в двухзонной пористой среде с многоступенчатой кинетикой осаждения. Задача решена численно. Изучено влияние многоступенчатости кинетики, динамических факторов и других параметров модели на фильтрационные характеристики.

Постановка задачи.

Рассматривается полубесконечная однородная пористая среда с первоначальной пористостью m_0 . Первоначально среда заполнена однородной жидкостью без дисперсных частиц. Начиная с $t > 0$, с точки $x=0$ в среду поступает неоднородная жидкость с концентрацией c_0 со скоростью фильтрации $v(t)=v_0=\text{const}$.

В пористом пространстве осадок глобулярной структуры имеет две формы – вымываемую и невымываемую, образующие две зоны. Соответственно зоны фильтра называются активными и пассивными [16, 17].

Система уравнений фильтрации суспензии в одномерном случае имеет вид [16, 17]

$$\frac{\partial(mc)}{\partial t} + v \frac{\partial c}{\partial x} + \frac{\partial \rho_a}{\partial t} + \frac{\partial \rho_p}{\partial t} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} = \beta_a \left(c - \frac{\rho_a}{\rho_{a0}} c_0 \right), \quad (2)$$

$$\frac{\partial \rho_p}{\partial t} = \begin{cases} \beta_{p0} v c, & 0 < \rho_p \leq \rho_{p1}, \\ \beta_{p0} v \rho_{p1} / \rho_p c, & \rho_{p1} < \rho_p \leq \rho_{p0}, \\ 0, & \rho_p = \rho_{p0}, \end{cases} \quad (3)$$

где c – концентрация суспензии, $\text{м}^3/\text{м}^3$; v – скорость фильтрации, $\text{м}/\text{с}$; m_0 – пористость среды; β_p – коэффициент, связанный с эффектом уплотнения (старения) осадка; ρ_{a0} – емкость активной зоны; ρ_{p0} – емкость пассивной зоны; ρ_a – концентрация осадка в активной зоне; ρ_p – концентрация осадка в пассивной зоне; ρ_0 – полная емкость фильтра; $\rho_0 = \rho_{a0} + \rho_{p0}$.

Здесь кинетическое уравнение для активных зон пласта (2) модифицируем на основе следующего физического представления. Фильтрация суспензии происходит в чистой среде, первоначально не содержащей осадки твердых частиц. При начальном накоплении осадка происходит увеличение удельной поверхности и соответственно кинетических коэффициентов. Влияние этого эффекта, названного «зарядкой» фильтра, существенно на начальных этапах фильтрования [16]. «Зарядка» длится до тех пор, пока поверхность зерен среды не становится покрытой монослоем частиц. Как только частицы начинают взаимодействовать, прежде всего, с ранее осажденным слоем, задержка частиц и цикл фильтрации входят в следующую стадию. Здесь и осаждение взвешенных частиц и их освобождение потоком жидкости происходят параллельно [10]. Переход осаждения от необратимого на обратимый происходит тогда, когда удельный осадок достигает заданного значения ρ_{ar} . Объем частиц, которые могут быть захвачены, в активной зоне фильтра конечен. В конечной стадии осаждение частиц достигает своего максимально возможного значения ρ_{a0} , т.е. активная зона фильтра полностью насыщается осадком или концентрация осаждения частиц не изменится по времени.

С учётом вышеуказанных предположений здесь вместо (2) используем следующее кинетическое уравнение [10–17]:

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} = \begin{cases} \beta_r v c, & 0 < \rho_a \leq \rho_{ar}, \\ \beta_a v c - \beta_d \rho_a (1 + \omega |\nabla p|), & \rho_{ar} < \rho_a \leq \rho_{a0}, \\ 0, & \rho_a = \rho_{a0}, \end{cases} \quad (4)$$

где β_r – кинетический коэффициент, связанный с эффектом «зарядка»; β_a, β_d – коэффициенты осаждения и освобождения твердых частиц в активной зоне; ω – постоянные коэффициенты; $|\nabla p|$ – модуль градиента давления.

Для определения модуля градиента давления при заданной скорости фильтрации $v_0=\text{const}$ используем закон Дарси

$$v_0 = K(m) |\nabla p|, \quad (5)$$

где $K(m)$ – коэффициент фильтрации.

Коэффициент $K(m)$ определяется законом Кармана-Козени

$$K(m) = k_0 m^3 / (1 - m)^2, \quad k_0 = \text{const}. \quad (6)$$

Учитываем также изменение пористости в среде в виде

$$m = m_0 - (\rho_a + \rho_p). \quad (7)$$

Решаем эту систему при следующих начальных и граничных условиях:

$$c(x,0) = 0, \quad \rho_a(x,0) = \rho_p(x,0) = 0, \quad c(0,t) = c_0 = \text{const}. \quad (8)$$

Задача (1), (3), (4) решается методом конечных разностей [18]. В качестве исходных параметров примем следующие числовые величины: $\rho_{p1}=0.01$, $\gamma=0.1$ м/МПа, $\omega=0.1$ м/МПа, $\rho_0=0.1$, $\rho_{a0}=0.03$, $\rho_{p0}=0.07$, $c_0=0.05$, $m_0=0.03$, $v_0=10^{-4}$ м/с.

Результаты расчетов.

Некоторые результаты представлены на рис.1–6. С течением времени значения c , ρ_a и ρ_p в фиксированных точках пласта возрастают (рис.1). Когда $\rho_{p1}=0.012$, приблизительно $t > 900$ с. (см. рис.1, в). Вблизи точки $x=0$ емкость пассивной зоны полностью насыщается осадком и это приводит к увеличению концентрации взвешенных твердых частиц в жидкости C и осадка в активной зоне ρ_a .

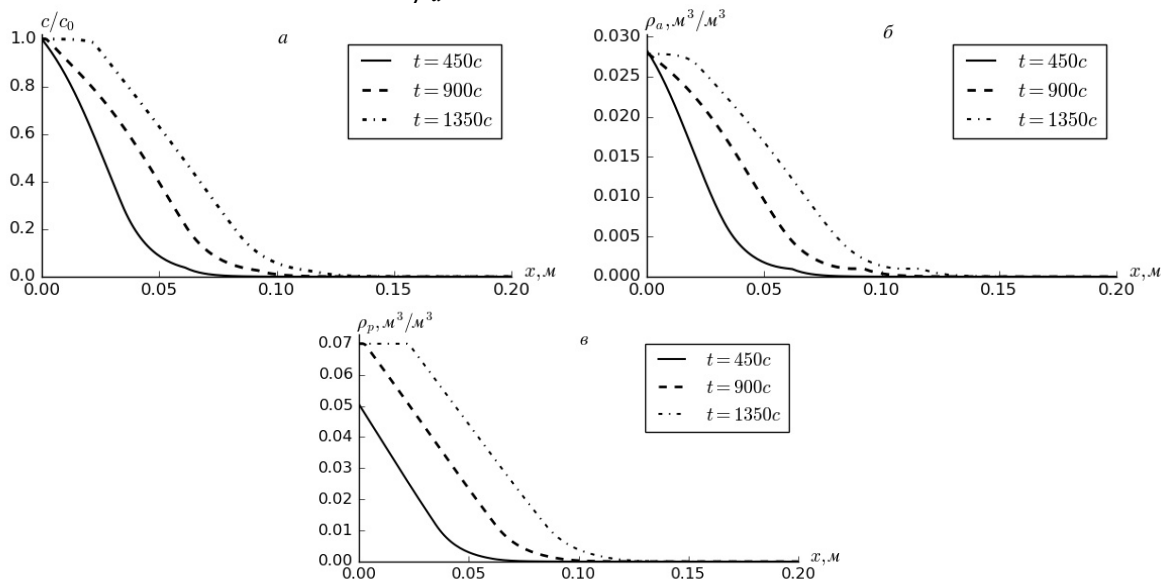


Рис.1. Профили изменения c/c_0 (а), ρ_a (б), ρ_p (в) при $\rho_{p1} = 0.012$, $\omega = 0.1$ м/МПа, $\beta_a = 60$ м⁻¹,

$$\beta_r = 60 \text{ м}^{-1}, \beta_{p0} = 50 \text{ м}^{-1}, \beta_d = 0.01 \text{ с}^{-1}, k_0 = 0.01 \text{ м}^2/(\text{МПа} \cdot \text{с}), \rho_{a1} = 0.001$$

На рис.2,б показано, что эффект «зарядки» в активной зоне существенно влияет на профили изменения концентрации ρ_a . При $\rho_{a1}=0.01$ образуются две зоны: одна с $\rho_a < \rho_{a1}$, а другая с $\rho_a \geq \rho_{p1}$. В этих зонах фильтрационные характеристики имеют различные темпы изменения (см. рис.2,б).

Учет динамических факторов, в основном, влияет на профили изменения концентрации в вымываемой части осадка. В случае, когда не учтены динамические факторы, с течением времени активная зона полностью насыщается осадком. Здесь вблизи точки $x=0$ с течением времени ρ_a увеличивается, потом уменьшается и будет $\partial \rho_a / \partial t = 0$, т.е. ρ_{a0} полностью не насыщается осадком (см. рис.2, б). Можно полагать, что увеличение параметра ω приводит к уменьшению ρ_a в соответствующих точках среды (рис.3).

На рис. 4–6 показана роль динамических факторов при различных ω . При этом $\omega=0$ соответствует случаю, когда не учтены динамические факторы. Анализ результатов показывает, что роль динамических факторов более заметно проявляется при больших периодах времени (см. рис.4).

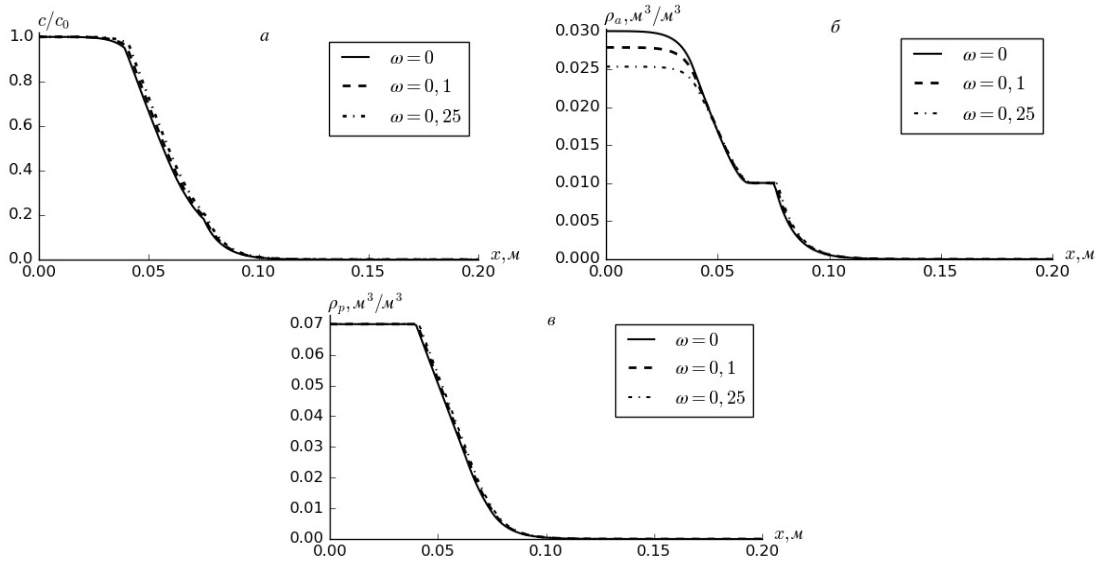


Рис.2. Профили изменения $c/c_0(a)$, $\rho_a(б)$, $\rho_p(в)$ при $t=1350$ с, $\rho_{p1} = 0.012$, $\beta_a = 60$ м⁻¹, $\beta_r = 60$ м⁻¹, $\beta_{p0} = 50$ м⁻¹, $\beta_d = 0.01$ с⁻¹, $k_0 = 0.01$ м²/(МПа·с), $\rho_{a1} = 0.001$

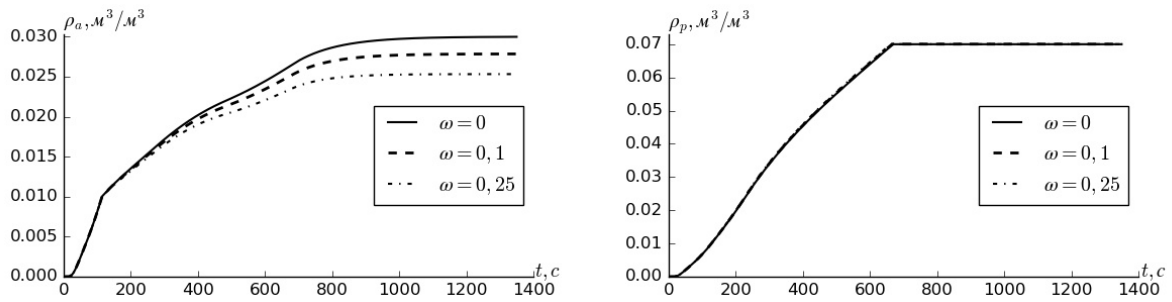


Рис.3. Динамика изменения ρ_a, ρ_p по времени в точке $x = 0.01$ при различных $\rho_{p1} = 0.012$, $\rho_0 = 0.1$, $\rho_{a0} = 0.03$, $\rho_{p0} = 0.07$, $\beta_a = 60$ м⁻¹, $\beta_r = 60$ м⁻¹, $\beta_{p0} = 50$ м⁻¹, $\beta_d = 0.01$ с⁻¹, $k_0 = 0.01$ м²/(МПа·с), $\rho_{a1} = 0.001$

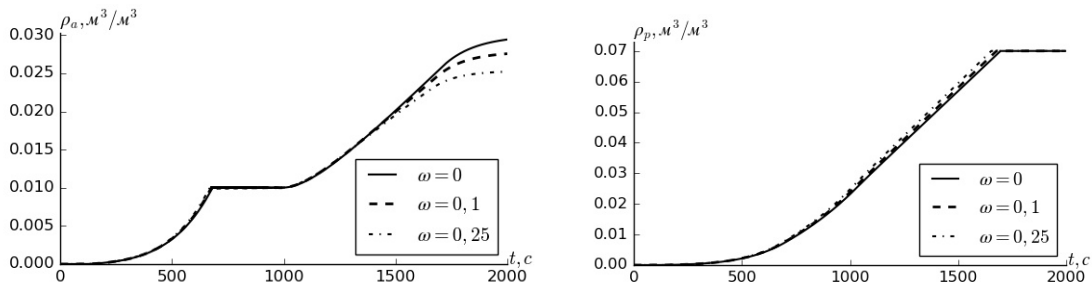


Рис.4. Динамика изменения ρ_a, ρ_p по времени в точке $x = 0.05$ при различных ω и $\rho_{p1} = 0.025$, $\rho_0 = 0.1$, $\rho_{a0} = 0.03$, $\rho_{p0} = 0.07$, $c_0 = 0.05$, $m_0 = 0.3$, $v_0 = 10^{-4}$ м/с, $\beta_a = 60$ м⁻¹, $\beta_r = 60$ м⁻¹, $\beta_{p0} = 40$ м⁻¹, $\beta_d = 0.01$ с⁻¹, $k_0 = 0.01$ м²/(МПа·с), $\rho_{a1} = 0.001$

Влияние ω на распределение $|\nabla p|$ для фиксированного момента времени показано на рис.5. Увеличение ω приводит к некоторому уменьшению $|\nabla p|$ на определенных участках от входной точки среды. За этой областью характер изменения $|\nabla p|$ становится незаметным. С определенных расстояний от входа среды $|\nabla p|$ принимает постоянное значение (см. рис.5). Это означает, что процессы осаждения частиц и изменение структуры порового пространства происходит именно в этой зоне, т.е. в зоне изменения. Анализ динамики $|\nabla p|$ в фиксированной точке пласта показывает, что учет динамических факторов приводит к уменьшению $|\nabla p|$ (см. рис.6).

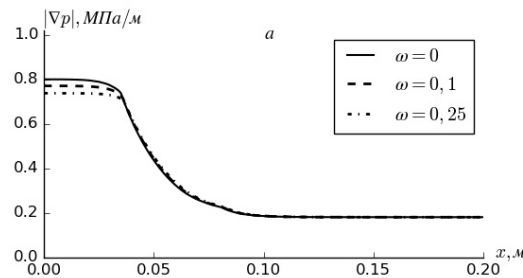


Рис.5. Профили изменения $|\nabla p|$ при $t=1350$ с, при различных ω и $\rho_{p1} = 0.025$, $\rho_0 = 0.1$, $\rho_{a0} = 0.03$, $\rho_{p0} = 0.07$, $c_0 = 0.05$, $m_0 = 0.3$, $v_0 = 10^{-4}$ м/с, $\beta_a = 60$ м⁻¹, $\beta_r = 60$ м⁻¹, $\beta_{p0} = 40$ м⁻¹, $\beta_d = 0.01$ с⁻¹, $k_0 = 0.01$ м²/(МПа·с), $\rho_{a1} = 0.01$

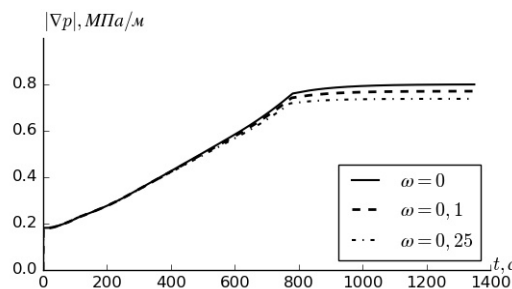


Рис.6. Динамика изменения $|\nabla p|$ по времени в точке $x = 0.01$ при различных ω и $\rho_{p1} = 0.025$, $\rho_0 = 0.1$, $\rho_{a0} = 0.03$, $\rho_{p0} = 0.07$, $c_0 = 0.05$, $m_0 = 0.3$, $v_0 = 10^{-4}$ м/с, $\beta_a = 60$ м⁻¹, $\beta_r = 60$ м⁻¹, $\beta_{p0} = 40$ м⁻¹, $\beta_d = 0.01$ с⁻¹, $k_0 = 0.01$ м²/(МПа·с), $\rho_{a1} = 0.01$

Заключение.

На основе численных расчетов с использованием модифицированной модели показано, что динамические факторы существенно влияют на кинетику осаждения и обратного вовлечения в поток ранее осажденных частиц. Учет динамических факторов, в основном, влияет на профили изменения концентрации в вымываемой части осадка и существенно меняет характеристики переноса в активной зоне. Можно считать, что учет динамических факторов приводит к уменьшению концентрации осадка в активной зоне и модуля градиента давления. Это более заметно проявляется при больших периодах времени.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Crittenden J.C. (Ed.) Water Treatment: Principles and Design, 2nd ed., Wiley, 2005.
- [2] Amirtharajah A. Some theoretical and conceptual views of filtration // Journal American Water Works Association 1988. N 80. P. 36–46.
- [3] Vigneswaran S., Ben Aim R. Water, Wastewater and Sludge Filtration, CRC Press, Boca Raton. FL, USA, 1989.

- [4] Tien C., Ramarao B. V. Granular filtration of aerosols and hydrosols. 2nd ed. — New York: Elsevier. 2007. — 512 p.
- [5] Zamani A., Maini B. Flow of dispersed particles through porous media – deep bed filtration// Journal of Petroleum Science and Engineering. 2009. N 69 P. 71–88.
- [6] Elimelech M., Gregory X.J., Williams R. A. Particle Deposition and Aggregation: Measurement, Modeling, and Simulation, Butterworth-Heinemann, Oxford, 1995.
- [7] Herzig J.P., Leclerk D.M., Goff P. L. Flow of suspensions through porous media - application to deep filtration // Industrial Engineering Chemistry. 1970. N 62 (5). P. 8–35.
- [8] Iwasaki T. Some notes on sand filtration // Journal of American Water Works Association. 1937. N 29 (5). P. 1591–1602
- [9] Sharma M.M., Yortsos Y.C. Transport of Particulate Suspensions in Porous Media. Model Formulation // AIChE Journal. Vol. 33. 1987. No. 10. P. 1636–1643.
- [10] Gitis V., Rubinsteyn I., Livshits M., Ziskind M. Deep-bed filtration model with multistage deposition kinetics // Chemical Engineering Journal. 2010. No 163. P. 78–85.
- [11] Fayziev B., Ibragimov G., Khuzhayorov B., Alias I.A. Numerical study of suspension filtration model in porous medium with modified deposition kinetics, Symmetry. N 12 (5). P. 696.
- [12] Khuzhayorov B., Fayziev B. A model of suspension filtration in porous media with multistage accumulation kinetics, Int. J. of Advanced Research in Science, Engineering and Technology. (2017). N 4. P. 4643–4648.
- [13] Khuzhayorov, B.K., Makhmudov, J.M., Fayziev, B.M., Begmatov, T.I. Some Model of a Suspension Filtration in a Porous Media That Accounts for the Two-Zone and Multistage Character of Deposition Kinetics, *Journal of Applied and Industrial Mathematics*. Vol. 14. 2020. No 3. P.513–523.
- [14] Khuzhayorov B.Kh. A model of colmatation-suffosion filtration // Journal of Porous Media. 1999. Vol. 2. No 2. P.163–172.
- [15] Хўжаёров Б.Х., Давиденко М.А. О модификации модели кольтатационно-суффозионной фильтрации // ДАН РУз. 1997. № 5. С. 25–28.
- [16] Веницианов Е.В., Рубинштейн Р.Н. Динамика сорбции из жидких сред. М.: Наука, 1983. – 237 с.
- [17] Веницианов Е.В., Сенявин М.М. Математическое описание фильтрационного осветления суспензий // Теоретические основы химической технологии. 1976. Т. 10. № 4. С. 584–591.
- [18] Самарский А.А. Теория разностных схем. М.: Наука, 1983. – 616 с.

Дата поступления
3.11.2021

Б.Х. Хўжаёров, Б.М.Файзиев, Т.И.Бегматов. Динамик омилларни ҳисобга олган ҳолда бир компонентли суспензия сизиши моделини тузиши ва сонли таҳлил қилиши.

Аннотация: Ушбу мақолада икки зонали говак муҳитда суспензия сизишининг математик модели келтирилган. Модда кўчиши жараёнининг умумий хусусиятларига динамик омилларнинг таъсири аниқланган. Динамик омиллар чўкма ҳосил бўлиши ва муаллақ заррачаларнинг қайта оқимга кўшилиши кинетикасига сезиларли таъсир этиши кўрсатилган. Динамик омилларни ҳисобга олиш, асосан, актив зонадаги кўчиши хусусиятларига таъсир қилади ва бу зонадаги чўкма концентрацияси профилларининг камайишига олиб келади.

Калит сўзлар: динамик омиллар; кўп босқичли кинетика; математик модел; суспензия; сизиши; говак муҳит.

B.Kh. Khuzhayorov, B.M.Fayziev, T.I. Begmatov. Development and numerical analysis of filtration model of a one-component suspension taking into account dynamic factors.

Abstract: This paper presents a mathematical model of suspension filtration in a two-zone porous medium. The role of dynamic factors in the general process of solute transport is established. It was shown that dynamic factors significantly affect the kinetics of deposition and re-entrainment of previously deposited particles into the flow. The taking into account dynamic factors mainly affects the transport characteristics in the active zone and leads to the decrease of concentration profiles of the deposition in this zone.

Keywords: dynamic factors; filtration; mathematical model; multistage kinetics; porous medium; suspension.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАСЧЕТНОЙ СЕТКИ ДЛЯ ТУРБУЛЕНТНОГО ПОТОКА

Маликов З.М.¹, Мадалиев М.Э.², Наврузов Д.П.¹, Курбанова Н.У.²

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

²Ферганский политехнический институт, Фергана, Узбекистан

E-mail: ¹malikov.z62@mail.ru, ²Madaliev.ME2019@mail.ru, ³navruzov.d@mail.ru

Аннотация: В статье приведены основные сведения о принципах расчётов для решения системы уравнений Навье–Стокса методом контрольных объемов. Показано, что связь между скоростями и давлением находится с помощью процедуры SIMPLE. Для численного решения этой задачи были применены схемы против потока А.А Самарского и Мак–Кормака. Проведено сравнение между собой и с экспериментальными данными. Для турбулентности использована модель Спаларта–Аллармеса. На примере двумерной модели течения в прямом канале исследовано влияние качества сетки и моделей турбулентности на распределение параметров потока внутри расчетной зоны и интегральные характеристики потока.

Ключевые слова: уравнения Навье–Стокса; SIMPLE; Мак–Кормак; метод контрольного объема.

Введение.

Математическое моделирование, как один из способов получения новых знаний, сегодня является одним из основных методов исследования в различных областях естествознания. Движение газа в аэродинамической трубе, распространение волн цунами, разлет плазмы в ловушке, изменение погоды и другие многочисленные явления в науке и технике описываются различными математическими моделями, представляемыми в виде интегральных и или дифференциальных уравнений в частных производных. Современные вычислительные алгоритмы позволяют с достаточной точностью решать эти системы уравнений в двумерном и трехмерном приближениях при решении различных классов задач с учетом реальных геометрий и нестационарности процесса. Дальнейший прогресс в развитии численных методов связан с разработкой новых численных алгоритмов и ростом быстродействия и мощностей современной вычислительной техники [1]. Современные численные методы ускоряют процесс разработки новых изделий, позволяют указать на слабые стороны уже существующих, но возникает вопрос о достоверности получаемых результатов. Точность результатов, получаемых с помощью данных расчётов, зависит от выбора моделей турбулентности, а также от количества элементов расчетной сетки. Целью данной статьи является исследование влияния численных схем на результаты расчётов и их согласования с экспериментальными данными, определение степени влияния различных параметров сетки на получаемую структуру потока [2].

Физическая и математическая постановка задачи.

Рассматривается двумерное турбулентное течение в плоском канале. Чтобы получить развитие турбулентного профиля, существует два способа: 1) использование длины канала, длина канала должна быть в 20 раз больше его высоты. Это требует дополнительного времени расчета; 2) отображение граничного условия копирования Спаларта и Леонарда [3], Лундам и др. [4] Берем короткий канал и копируем его значения на выходе в значения на входе $A1(U, V, p) = A(U, V, p)$. В этой статье исследованы оба случая. Физическая картина анализируемого течения и конфигурация расчетной области представлены на рис. 1.

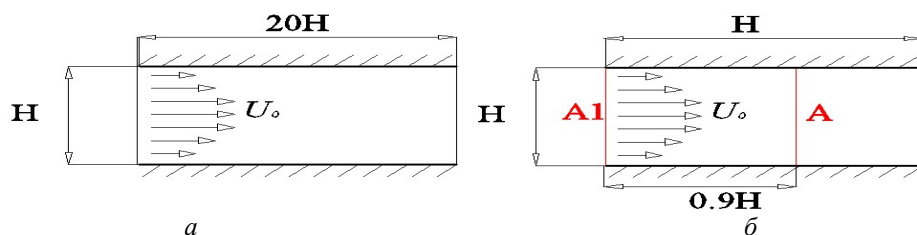


Рис. 1. Схема расчетной области в плоском канале: а – первый случай; б – второй случай

Система нестационарных уравнений Навье–Стокса, осреднённых по Рейнольдсу, после использования гипотезы Бусинеска и уравнений неразрывности с постоянной плотностью $\rho = \text{const}$ в декартовых координатах имеет следующий вид [5]:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dU}{dt} + \frac{\partial p}{\rho \partial x} &= \frac{\partial}{\partial y} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial U}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial U}{\partial x} \right), \\ \frac{dV}{dt} + \frac{\partial p}{\rho \partial y} &= \frac{\partial}{\partial y} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial V}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial V}{\partial x} \right), \\ \frac{d\tilde{v}}{dt} &= P_v - D_v + \frac{1}{\sigma} \left[\frac{\partial}{\partial y} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial \tilde{v}}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left((v + \tilde{v}) \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x} \right) \right] + \frac{C_{b2}}{\sigma} \left[\left(\frac{\partial \tilde{v}}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \tilde{v}}{\partial y} \right)^2 \right], \\ P_v &= C_{b1} (1 - f_{i2}) \tilde{S} \tilde{v}, \quad D_v = \left[C_{w1} f_w - \frac{C_{b1}}{k^2} f_{i2} \right] \left(\frac{\tilde{v}}{d} \right)^2. \end{aligned} \right. \quad (1)$$

Здесь U , V – соответственно продольная; вертикальная составляющие вектора скорости потока; p – гидростатическое давление; $Re = HU_0/\nu$ – число Рейнольдса; $\tilde{\nu}$ – линейная вихревая вязкость. Турбулентная вихревая вязкость рассчитывается по формуле $\nu_t = \tilde{\nu} f_{v1}$. Остальные величины остаются такими же, как для «стандартной» модели, которые представлены в [6]. На всех неподвижных твердых стенках поставлены очевидные граничные условия прилипания $U|_{\Gamma} = 0$ и $V|_{\Gamma} = 0$, где Γ – твердая граница.

Метод решения.

Для численного решения системы исходных нестационарных уравнений (1) для схемы использован метод конечных разностей. Из-за сложностей согласования полей скорости и давления для дискретизации уравнений движения в X, Y направлениях и уравнения неразрывности использовалась сетка с разнесенной структурой расположения сеточных узлов для зависимых переменных. Это означает, что компоненты скоростей и давления определяются в различных узлах. Такой подход аналогичен методам SIMPLE и дает определенные преимущества при расчете поля давления [7–9]. Схема расположения ячеек и узлов аналогична схеме метода SIMPLE.

Численные схемы и схема против потока.

Схема против потока аппроксимации второго порядка точности для производных по пространству, а первого порядка – по времени $O(\Delta t, \Delta x^2, \Delta y^2)$ устойчивая при $\frac{\Delta t}{\min(\Delta x, \Delta y)} \leq 1$. При этом диффузионные слагаемые аппроксимируются по схеме с центральными разностями второго порядка, а для конвективных слагаемых аппроксимируются второй порядок по схеме против потока и первый порядок точности во времени [10].

Схема Мак-Кормака (MacCormack).

Метод Мак-Кормака широко применяется для решения уравнений газовой динамики. Мак-Кормака особенно удобен для решения нелинейных уравнений в частных производных. Применяя явный метод предиктор-корректор к нелинейному уравнению Навье–Стокса это явная схема второго порядка точности с погрешностью аппроксимации $O((\Delta t)^2, (\Delta x)^2, (\Delta y)^2)$, устойчивая при $\frac{\Delta t}{\min(\Delta x, \Delta y)} \leq 1$ [11].

Расчётные Сетки.

В вычислительной гидродинамике чрезвычайно важно, чтобы моделирование правильно представляло концептуальную модель. Более того, моделирование должно максимально точно напоминать реальные потоки. Численное моделирование имеет различные преимущества перед экспериментами [12]. Основной из них заключается в том, что параметры могут быть легко изменены и быстрые результаты возможны при меньших затра-

тах. В этом исследовании было использовано три образца расчетной сетки, которая измельчается у стенок канала (рис. 2).

Измельчение определяется с помощью следующей формулы:

$$y = h \frac{(\beta + 2\alpha) \left[\frac{(\beta + 1)}{(\beta - 1)} \right]^{(\bar{y} - \alpha)/(1 - \alpha)} - \beta + 2\alpha}{(2\alpha + 1) \left\{ 1 + \left[\frac{(\beta + 1)}{(\beta - 1)} \right]^{(\bar{y} - \alpha)/(1 - \alpha)} \right\}}$$

Если $\alpha = 0$, то сетка будет измельчаться только вблизи $y = h$, тогда как если $\alpha = 1/2$, то сетка будет измельчаться как вблизи $y = 0$ так и вблизи $y = h$. Робертс показал [2, 13], что параметр растяжения β приближенно связан с безразмерной толщиной пограничного слоя δ/h следующим образом:

$$\beta = (1 - \delta/h)^{-1/2}, \quad 0 < \delta/h < 1,$$

где h – размер сетки в направлении y . Для первого случая использовано число сетки 1000×100 , а для второго случая – 100×100 .

Результаты расчетов и их обсуждение.

Исследование преследовало две основные цели. Первая состояла в апробации численной методики интегрирования двумерных нестационарных уравнений Навье–Стокса в переменных скорость–давление с привлечением известной конечно-разностной схемы. Второй целью было изучения влияний расчетной сетки на результаты исследования.

На рис. 3 приведены результаты продольной скорости при использовании двух видов канала. Число Рейнольдса $Re = 36000$.

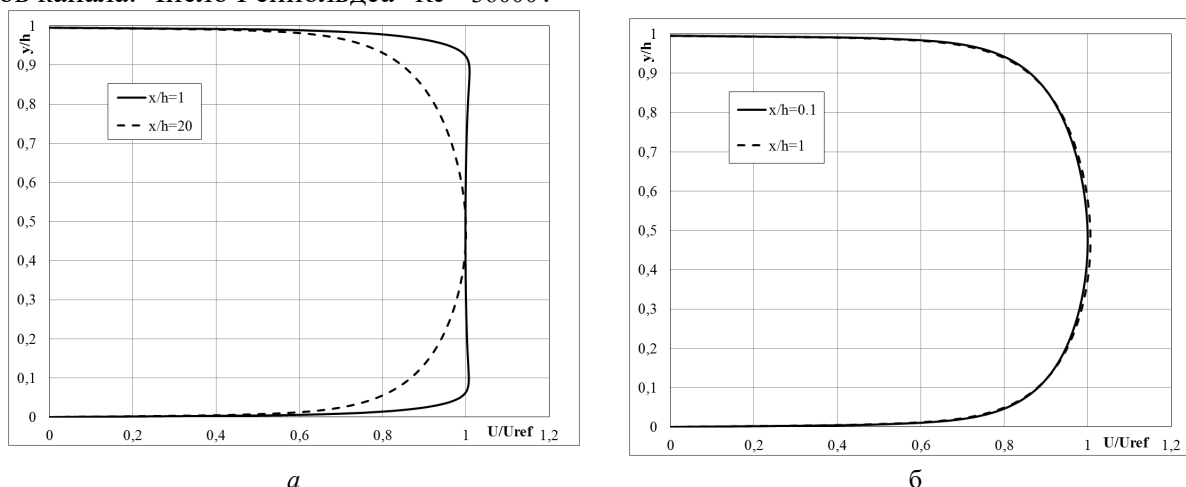


Рис. 3. Продольная скорость при использовании двух видов канала:
а – длинный канал; б – короткий канал

U_{ref} – это опорная скорость в центральном канале, используемая для безразмерного определения профилей скорости и турбулентного напряжения сдвига [14].

Как видно из рис. 3, а, чтобы получить турбулентный профиль в длинной трубе, необходим более длинный канал, а в коротком (рис. 3–б) канале профиль скорости показывает одинаковый результат на входе и выходе канала. Из рис. 3 видно, что для получения профиля турбулентного потока не нужно тратить много времени на вычисление для длинного канала, а вместо этого можно использовать условие копирования Лундом и др. [2].

На рис. 4 приведены результаты продольной скорости и турбулентного напряжения сдвига при использовании различных схем и растяжении сетки. Число Рейнольдса $Re = 288000$.

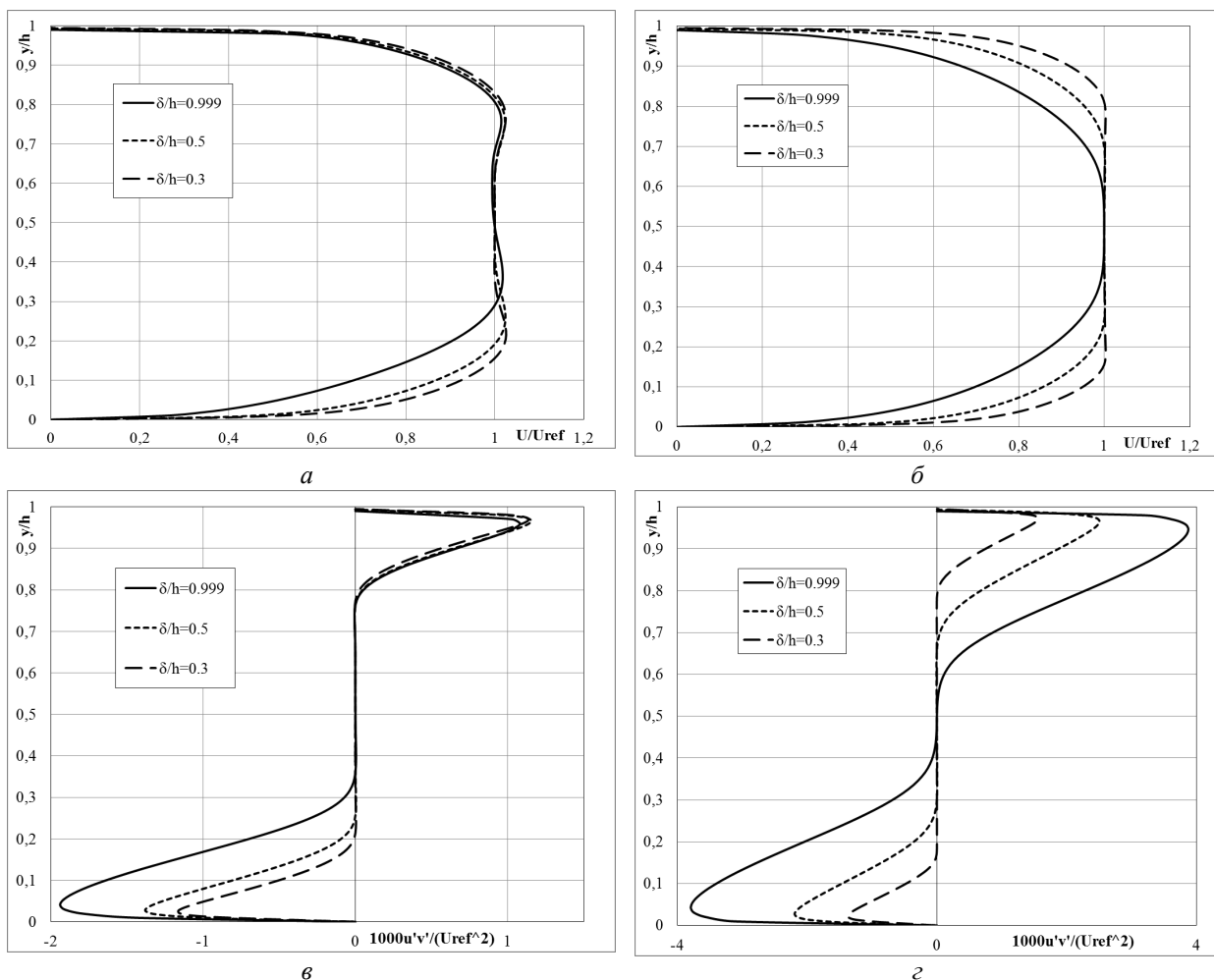


Рис. 4. Результаты продольной скорости (a – $б$) и турбулентного напряжения сдвига ($в$ – $г$) при использовании различных схем, схем против потока (a – $в$), схемы Мак-Кормака ($б$ – $г$) в различных растяжениях сетки

Из рис. 4 видно, что при использовании схемы против потока продольной скорости появляется два горба (рис. 4, a), а на схеме Мак-Кормака такого эффекта нет [15].

Теперь сравним численные результаты схемы Мак-Кормака с экспериментальными данными (рис.5). Число Рейнольдса $Re = 288000$.

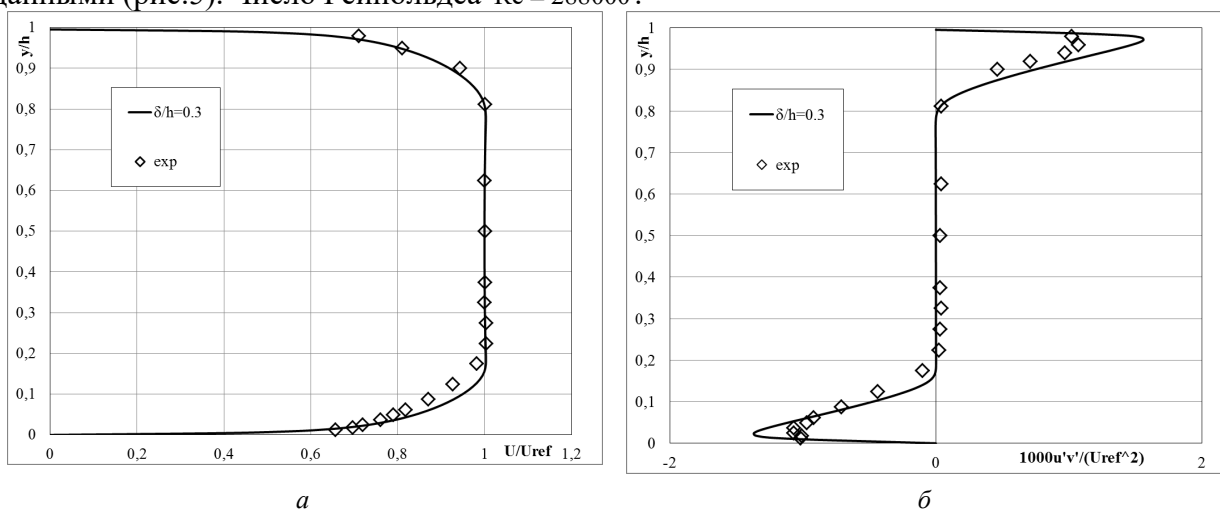


Рис. 5. Сравнение численных результатов схемы Мак-Кормака с экспериментальными данными

Численные исследования показали, что схема Мак-Кормака даёт более близкие результаты к экспериментальным данным.

Выводы.

В статье представлены способы получения движения турбулентного потока для длинных и коротких труб. Получение профиля турбулентного движения в длинной трубе требует длительного расчета. Профиль турбулентного движения удобно получать с помощью метода, предложенного Spalart и Lund. При численном решении уравнения Навье–Стокса схема Мак-Кормака показала хорошую сходимость результатов с экспериментальными данными.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ковеня В. М. Разностные методы решения многомерных задач: Курс лекций. Новосибирск. Новосиб. гос. ун-т., 2004. –146 с.
- [2] Андерсон Д., Таннехилл Дж., Плетчер Р. Вычислительная гидромеханика и теплообмен: В 2-х т. Пер. с англ. –М.: Мир, 1990. Т. 1: – 384 с.
- [3] Spalart P.R., Leonard A. Direct numerical simulation of equilibrium turbulent boundary layers, in Proc. 5th Symp. on Turbulent Shear Flows. Ithaca: NY, 1985.
- [4] Lund T., Wu X., Squires K. Generation of turbulent inflow data for spatially-developing boundary layer simulations. Journal of Computational Physics. N 140. P. 233–258. 1998.
- [5] Malikov Z. M., Madaliev M. E. Numerical Simulation of Two-Phase Flow in a Centrifugal Separator. Fluid Dynamics. 2020. Т. 55. №. 8. С. 1012–1028. DOI: 10.1134/S0015462820080066.
- [6] Son E., Murodil M. Numerical Calculation of an Air Centrifugal Separator Based on the SARC Turbulence Model //Journal of Applied and Computational Mechanics, 2020.
- [7] Madaliev M.E. Numerical research v t-92 turbulence model for axisymmetric jet flow. Vestnik Yuzhno-Ural'skogo Gosudarstvennogo Universiteta // Seriya" Vychislitel'naya Matematika i Informatika". 2020. Т. 9. №4. С. 67–78.
- [8] Madaliev M. E., Navruzov D. P. Research of vt-92 turbulence model for calculating an axisymmetric sound jet //Scientific reports of Bukhara State University. 2020. Т. 4. №. 2. С. 82–90.
- [9] Маликов З. М., Мадалиев М. Э. Численное моделирование течения в плоском внезапно расширяющемся канале на основе новой двухжидкостной модели турбулентности // Вестник Московского государственного технического университета им. Н.Э. Баумана. Серия «Естественные науки». 2021. №.4. С. 24–39.
- [10] Маликов З. М., Мадалиев М. Э. Численное исследование закрученного турбулентного течения в канале с внезапным расширением // Вестник Томского государственного университета. Математика и механика. 2021. №. 72. С. 93–101.
- [11] Madaliev E. Comparison of turbulence models for two-phase flow in a centrifugal separator. E3S Web of Conferences. EDP Sciences, 2021. Т. 264.
- [12] Маликов З. М., Мадалиев М. Э. Численное исследование воздушного центробежного сепаратора на основе модели турбулентности SARC // Проблемы вычислительной и прикладной математики. 2019. №. 6 (24). С. 72–82.
- [13] Мадалиев Э. У. Численное моделирование течения в центробежном сепараторе на основе моделей SA и SARC //Математическое моделирование и численные методы. 2019. №. 2 (22).
- [14] Malikov Z. M., Madaliev E. U. Mathematical simulation of the speeds of ideally newtonovsky, incompressible, viscous liquid on a curvilinearly smoothed pipe site. Scientific-technical journal. 2019. Т. 22. №. 3. С. 64–73.
- [15] Malikov Z. M., Madaliev E. U., Madaliev M. E. Numerical modeling of a turbulent flow in a flow flat plate with a zero gradient of pressure based on a standard k-ε and modernized k-ε models. Scientific-technical journal. 2019. Т. 23. №. 2. С. 63–67.

Дата поступления
22.11.2021

З.М. Маликов, М.Э. Мадалиев, Д.П. Наврӯзов, Н.У. Қурбонова. Турбулент оқим учун ҳисоблаш панжарасининг таъсирини ўрганиш.

Аннотация: Мақолада Навье–Стокс тенгламалар системасини ҳажмни назорат қилиш усули билан ечиш учун ҳисоблаш тамоиллари ҳақида асосий маълумотлар келтирилган. Тезлик ва босим ўртасидаги муносабатлар SIMPLE процедура ёрдамида топилиши кўрсатилган. Ушбу масалани сонли ечиш учун оқимига қарши А.А. Самарский ва Мак-Кормак схемалари қўлланилди. Натижалар бир-бири билан ва экспериментал маълумотлар билан таққосланди. Турбулентлик учун Спаларт-Аллмарас моделдан фойдаланилди. Тўғри каналда икки ўлчовли оқим модели мисолида сетка ва турбулентлик моделларининг сифати ҳисоблаш зонаси ичидаги оқим параметрларини тақсимлашга ва оқимнинг интеграл хусусиятларига таъсири ўрганилади.

Калит сўзлар: навье–Стокс тенгламалари; SIMPLE; Мак-Кормак; ҳажмни назорат усули.

Z.M. Malikov, M.E. Madaliev, D.P. Navruzov, N.U. Kurbanova. Investigation of the influence of the computational grid for turbulent flow.

Abstract: The article provides basic information about the principles of calculations based on the solution of the system of Navier-Stokes equations by the control volume method, and the relationship between velocities and pressure was found using the SIMPLE procedure. For the numerical solution of this problem, schemes against the flow of A.A. Samarsky and McCormack were applied. The results were compared with each other and with experimental data. The Spalart-Allmaras model is used for turbulence. On the example of a two-dimensional flow model in a straight channel, the influence of the quality of the grid and turbulence models on the distribution of flow parameters inside the calculated zone and the integral characteristics of the flow is studied.

Keywords: navier-Stokes equations; SIMPLE; McCormack; control volume method.

УДК 556.535

О МЕТОДАХ ВЫЧИСЛЕНИЯ СТОКА РЕЧНЫХ НАНОСОВ

Байманов К.И., Шаниязов Г.Т.

Каракалпакский государственный университет им. Бердаха, Нукус, Республика Каракалпакстан

E-mail: gulmurat71@mail.ru.

Аннотация: В статье на основе анализа имеющихся в литературе теоретических решений и большого фактического материала натурных исследований описана сущность деления наносов на донные и взвешенные и их количественная оценка. Предложены методы измерения параметров донных гряд и вычисления расхода влекомых наносов.

Ключевые слова: движения твердой фазы; взвешенные и влекомые наносы; фракционный состав; расход наносов по параметрам гряд; русловая деформация.

Введение.

Изучение разнообразных форм транспорта наносов становится основной проблемой, отличающей теорию руслового процесса от задач изучения твердого стока, как такового, направленного на количественную его оценку [1–7].

Рассмотрение форм движения твердой фазы следует начать с наиболее общего положения, с деления наносов на донные и взвешенные, с выявления их взаимосвязи и их роли в русловом процессе.

Само деление наносов на донные и взвешенные еще в недавние времена считалось вопросом спорным. В настоящее время такое деление возражений не вызывает, но о принципе разграничения этих двух понятий общей договоренности еще нет. Руководствуясь тем, что всякая строгая классификация должна опираться на качественные признаки, в данном случае за такой качественный признак примем различную форму перемещения в потоке отдельно взятой твердой частицы. Крупные частицы приводятся в движение силами, возникающими только в придонном слое потока. Эти частицы перекатываются на относительно короткие расстояния (сальтируют), не выходя из области придонного слоя. Если крупная частица и окажется выброшенной за границу этого слоя, характер ее движения не изменится. Не встречая в верхних слоях потока сил, способных ее поддерживать, она выпадает на дно. Такие частицы относятся к донным наносам. В отличие от этого мелкие частицы, поднятые со дна, попадают под действие турбулентных пульсаций, способных удерживать их во взвешенном состоянии во всей толще потока. В таком состоянии мелкие фракции переносятся потоком на расстояния, во много раз превосходящие шаг сальтации донных наносов. Пройдя свойственные им расстояния, и донные, и взвешенные частицы выпадают на дно, переходят в состав донных отложений с тем, чтобы в свое время в результате размыва их вновь совершить свое очередное перемещение.

Различная форма движения отдельно взятой частицы донных и взвешенных наносов приводит и к существенно различной роли этих наносов в русловом процессе. Крупные фракции преобладают в собственно русловых отложениях, где обычно они формируют гряды, перемещающиеся путем размыва их верхового склона и осаждения размываемого материала на низовом склоне. Области размыва и области отложения могут образовать и иные, более сложные сочетания, наличие такого разграничения характерно для донных

наносов. Количественно расход этих наносов тесно связан с объемом деформаций, и через этот объем может получить наиболее надежную количественную оценку.

Методы.

В результате анализа существующих методов вычисления донных и взвешенных наносов рекомендовано использовать график Крессера, а для полного расхода наносов равнинных – метод расчета Размухина [5].

Для определения расхода влекомых наносов по параметрам донных гряд предложено использовать рекомендации ГГИ, разработанной Б.Ф.Снищенко [6], по результатам эхолотом двух серий промеров продольных профилей водотока и их сопоставлением определялись методом смещения и методом характерных точек размеры гряд и скорость их движения.

Результаты и обсуждение.

Для вычисления суммарного расхода взвешенных и влекомых наносов рассмотрим способ его получения по данным раздельного измерения указанных величин в речном потоке. При раздельном измерении взвешенных и влекомых наносов возникает опасность двойного учета одних и тех же транспортируемых фракций в составе взвешенных и донных наносов. На это обстоятельство обращалось внимание в статьях А.И. Кузнецова [3] и А.В. Караушева [1]. А.И. Кузнецов отмечал, что влекомые наносы частично входят в эпюру мутности. В работе А.В. Караушева указывалось, что разделение транспортируемых наносов на категории взвешенных и влекомых выполняется по крупности частиц на основе их гидродинамических характеристик.

Интересную попытку теоретического обоснования методики получения полного расхода взвешенных и влекомых наносов предприняли Х.А. Эйнштейн и Н. Чиен [4]. Они нашли взаимосвязь между интенсивностью транспорта наносов, гранулометрическим составом поверхностного слоя русла и гидравлическими характеристиками потока. Теоретические разработки Х.А. Эйнштейна и Н. Чиена доведены до расчетных зависимостей, предусматривающих получение полного расхода наносов. Однако практическое применение этих зависимостей затрудняется необходимостью определения мгновенных характеристик гранулометрического состава донных отложений.

Попытку количественной оценки среднего диаметра частиц, разграничивающего категории взвешенных и влекомых наносов, предпринял В.Крессер [7] и предложил следующий графический прием. Постоянные по натурным материалам, относящиеся к конкретному створу кривая фракционного состава донных отложений $P_g = f_1(lgd)$ и кривая фракционного состава проб наносов $P_n = f_2(lgd)$ обобщаются горизонтальной шкалой lgd . Первая кривая располагается непосредственно над второй, и между ними наносится соединительная вставка, пересекающая горизонтальную ось, как это показано на рис.1. Полученная точка пересечения принимается за границу областей взвешенных и донных наносов. График Крессера имеет условный характер, но вместе с тем он наглядно выражает следующее важное свойство рассматриваемого явления: мелкие фракции, явно преобладающие в твердом стоке, очень бедно представлены в донных отложениях.

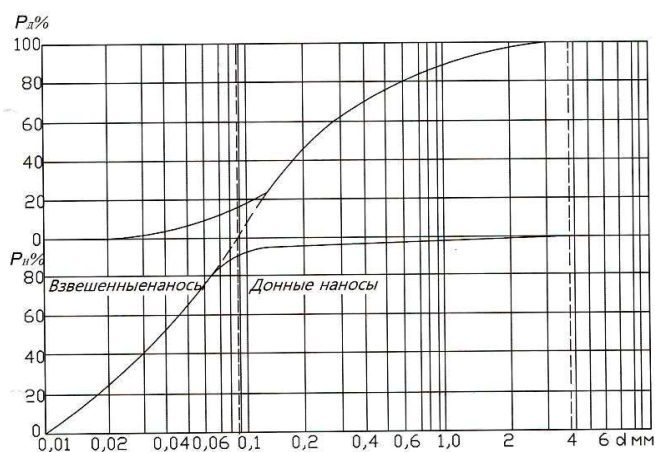


Рис. 1. Разделение донных и взвешенных наносов (по Крессеру)

К.В. Размухина [5] произвела графическую обработку материалов натуральных наблюдений по 18 измерениям на р. Полометь за 1965–1966 гг. при использовании методики Крессера. Полученные на основании графической интерполяции значения граничных диаметров показывают, что с увеличением средней скорости на вертикали увеличивается и значение граничного диаметра наносов. При измерении скорости в диапазоне 0.5–1.9 м/с граничный диаметр по Кессеру изменяется от 0.09 до 0.45. Значения наибольших частиц в составе взвешенных наносов, полученные по непосредственным измерениям, в несколько раз превышают значения граничных диаметров по Крессеру, что свидетельствует о недостаточной удовлетворительности его способа.

К.В. Размухиной предложен метод расчета полного расхода наносов для равнинных рек, который не требует предварительного деления наносов по крупности на взвешенные и влекомые. Устанавливается лишь верхний предел крупности взвешиваемых фракций. Разумеется, частицы такого размера могут находиться и в составе влекомых наносов. Анализируя процентное содержание частных фракций наносов, выполненных ею на р. Полометь детальных исследований транспорта наносов, перемещающихся в виде донных гряд и во взвешенном состоянии, она установила, что частицы мельче 0.2 мм, составляющие 70–75% взвешенных наносов, содержатся в донных грядах в незначительном количестве – не более 1–2%. Основная масса наносов, формирующих гряды (55–65%), оказалась представленной частицами крупнее 1 мм. Таких частиц в составе взвешенных частиц менее 1%. Фракции 1–0.5 и 0,5–0.2 мм, которые К.В. Размухина назвала промежуточными (для данных конкретных условий), присутствовали как в составе взвешенных, так и влекомых наносов.

Полный элементарный расход наносов (взвешенных и влекомых), (кг/с.м) может быть определен следующим выражением:

$$P_{\text{полн}} = P_{\text{взв}} + \left(P_{\text{вл}} - \sum_{d_i=0}^{d_{n,\text{взв}}} P_{\text{вл},i} \right), \quad (1)$$

где $d_{n,\text{взв}}$ – верхний предел наибольшей фракции взвешенных наносов; $P_{\text{взв}}$ – элементарный расход взвешенных наносов (всех взвешенных фракций); $P_{\text{вл}}$ – элементарный расход влекомых наносов (по всем перемещающимся у дна фракциям); $\sum_{d_i=0}^{d_{n,\text{взв}}} P_{\text{вл},i}$ – сумма частных элементарных расходов мелких фракций влекомых наносов (фракций от $d=0$ до $d=d_{n,\text{взв}}$).

Полный расход наносов по всему сечению потока вычисляется по формуле

$$P_{\text{полн}} = \sum_{j=1}^h P_{\text{полн},j} \Delta B_j, \quad (2)$$

где j – номер отсека поперечного сечения потока; ΔB_j – расстояния между измерительными вертикалями; $P_{\text{полн},j}$ – значение элементарных расходов наносов, полученное по уравнению (1).

Определение расхода влекомых наносов по параметрам донных гряд.

Известно, что расход влекомых и расход наносов, участвующих в донно-грядовом перемещении, различаются между собой за счет того, что часть наносов может перебраться во взвешенном состоянии через одну, две и более гряд. Однако указанное различие в большинстве случаев не превышает ошибку измерений, поэтому в первом приближении можно принять, что расход влекомых в виде гряд, т. е.

$$P_{\text{вл}} = P_{\text{г}}. \quad (3)$$

В речном русле имеется полоса активного перемещения влекомых наносов – активная зона, ее ширина в пределах каждого поперечного профиля может быть установлена путем расчета.

Измерения параметров гряд производятся в пределах активной зоны. На основании этих измерений вычисляется расход влекомых наносов по формуле

$$P_r = \alpha \rho_r h_r C_r, \quad (4)$$

где α – коэффициент формы гряды; h_r – средняя высота гряды на профиле; C_r – средняя скорость перемещения гряды; ρ_r – плотность наносов, формирующих активный слой русла, кг/(м·с).

Параметры гряд измеряются по продольным профилям, распределенным в пределах зоны активного движения наносов. Средняя высота гряд измеряется непосредственно по батиграммам, полученным в результате эхолотирования. Путем сопоставления двух последовательных батиграмм одного и того же продольника измеряется смещение гряды Δx_r и вычисляется скорость гряды C_r (м/с) как частное от деления пути смещения на интервал времени Δt между двумя последовательными промерами (рис.2):

$$C_r = \frac{\Delta x_r}{\Delta t}, \quad (5)$$

Важнейшей характеристикой гряд является их динамическая характеристика – скорость перемещения, открывающая путь к расчетам расхода донных наносов и русловых деформаций.

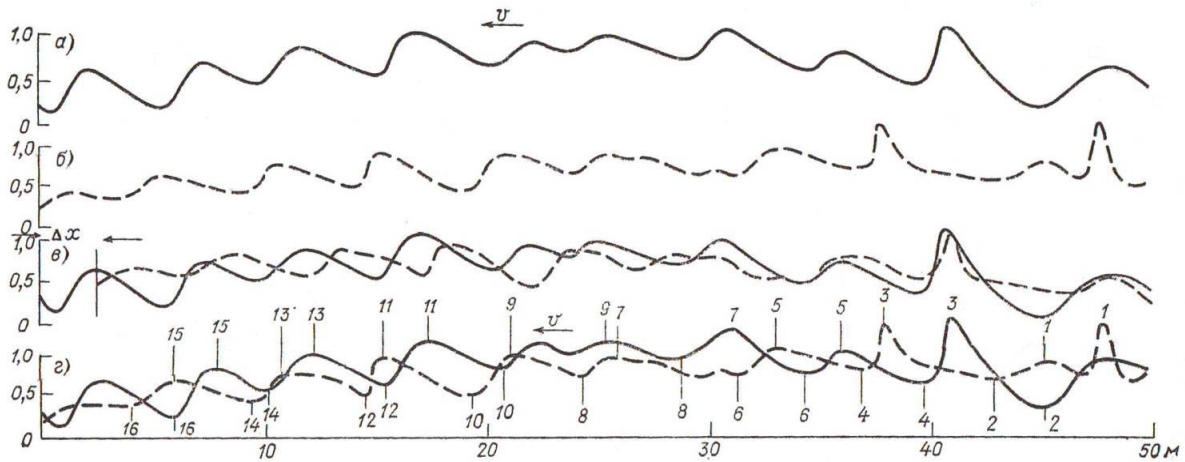


Рис. 2. Образцы графиков продольных профилей дна (канал Куванышджарма ПК4+50). Продольный профиль дна по результатам: а–первой серии промеров; б–второй серии промеров.

Определение смещения гряд: в–методом смещения; г–методом характерных точек

В результате использования и анализа всех имеющихся в зарубежной и отечественной литературе фактических данных по грядовому движению наносов, проведения за последнее десятилетие в ГГИ большого объема специальных лабораторных и натурных исследований грядового движения наносов была получена обобщенная зависимость скорости движения гряд от числа Фруда [6]. Эта зависимость аналитически выражается в виде

$$C_r = 0.019 \mathcal{F}r^{3.0}. \quad (6)$$

Элементарный расход влекомых наносов вычисляется по формуле (4), затем находится частичный расход наносов между продольниками. Он равен произведению полусуммы двух соседних элементарных расходов на расстояние между точками измерений. Сумма частичных расходов по всей ширине активной зоны дает полный расход влекомых наносов.

$$C_{r, \text{вс}} = \frac{P_{r,1}}{2} \epsilon_1 + \frac{P_{r,1} + P_{r,2}}{2} \epsilon_2 + \dots + \frac{P_{r,i-2} + P_{r,i-1}}{2} \epsilon_{i-1} + \frac{P_{r,i}}{2} \epsilon_i \quad (7)$$

где $\epsilon_2, \epsilon_3, \dots, \epsilon_{i-1}$ – расстояние между продольными створами; ϵ_1 и ϵ_i – расстояние между крайними продольниками и границей зоны активного движения наносов.

Применяемое обычно деление наносов по их характеру на взвешенные и донные весьма условно, особенно при мелкопесчаных наносах. Согласно результатам исследований К.И.Байманова [2], в зависимости от конкретных условий перемещающиеся по дну влекомые наносы могут быть взвешенными, а взвешенные, наоборот, – донными. Харак-

тер движения влекомых (донных) наносов зависит от веса и крупности частицы, скорости потока и может быть скачкообразным (в виде последовательных мелких прыжков) и в форме перекачивания по поверхности дна. Движение песчаных частиц обычно происходит с образованием особой грядовой формы дна. Интенсивность движения донных наносов определяется гидравлическими характеристиками и турбулентностью потока, среди которых большую роль играет взвешивание придонными пульсациями. По данным наблюдений во многих случаях наибольшая гидравлическая крупность наносов в придонном слое на уровне 0.2Н от дна не превышает $W_{\max}=32$ мм/с, что соответствует диаметру частиц $d=0.25$ мм. Отсюда следует, что песчаные частицы $d>25$ мм движутся перекачиванием или скачкообразно, в пределах высоты меньше уровня развития наибольшей крупномасштабной пульсации. Мелкие наносы, поднимаясь со дна придонными пульсациями, попадают в зону максимума крупномасштабной пульсации и взвешиваются.

Заключение.

1. Несущественные изменения в количестве мелких фракций в донных отложениях способны существенно (в несколько раз) изменить общий размер твердого стока. В этом выражается один из способов потока приспособляться к транспорту поступающих в него взвешенных наносов.

2. Расход взвешенных наносов находится в подчинении у расхода донных наносов. Это объясняется тем, что суммарный объем размыва дна определяется крупными фракциями, представляющими скелет донных отложений. Мелкие взвешенные частицы при малом их содержании могут лишь заполнять поры скелета, не отражаясь на изменении положения дна.

3. На основании графической обработки материалов наблюдений на реках Австрии Крессер сделал попытку количественной оценки среднего диаметра частиц разграничивающей категории взвешенных и влекомых наносов. График Крессера имеет условный характер, но вместе с тем он наглядно выражает следующее важное свойство рассматриваемого явления: мелкие фракции, явно преобладающие в твердом стоке, очень бедно представлены в донных отложениях.

4. К.В. Размухина, используя методики Крессера произвела графическую обработку материалов натурных наблюдений на р.Полометь. Полученные ею на основании графической интерполяции значения граничных диаметров с повышением средней скорости на вертикали способствуют увеличению и значения граничного диаметра наносов. Кроме того, значения наибольших диаметров частиц в составе взвешенных наносов, полученные по непосредственным измерениям, в несколько раз превышают значения граничных диаметров по Крессеру – это свидетельствует о недостаточной удовлетворительности его способа.

5. К.В. Размухиной предложен метод расчета полного расхода наносов для равнинных рек, который не требует предварительного деления наносов по крупности на взвешенные и влекомые: устанавливается лишь верхний предел крупности взвешиваемых фракций.

6. На основе анализа имеющихся в научной литературе теоретических решений и большого фактического материала, полученного за последние годы на реках, описана сущность метода измерения расхода влекомых наносов по параметрам донных гряд и предложен метод вычисления полного расхода влекомых наносов по характеристикам гряд.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Караушев А.В.* Теория и методы расчета речных наносов. Л.: Гидрометеоздат, 1977. – 272 с.
- [2] *Байманов К.И.* Потоки в деформируемых открытых руслах. Нукус: «Каракалпакстан», 2008. – 352 с.
- [3] *Кузнецов А.И.* О методике подсчета стока наносов// Метеорология и гидрология. 1960. №8. С.49–50.
- [4] *Einstein H.A. and Chien N.* Can the rate of wash – load be predicted from the bed – load function?// «Transactions American Geophysical Union». Vol. 34. 1953.№6. P.876–882.

- [5] Размухина К.В. Опыт вычисления полного расхода наносов (взвешенных и влекомых). // Труды ГГИ. Вып. 191. 1972. С.100–110.
- [6] Сниценко Б.Ф., Копалиани З.Д. О скорости движения гряд в реках и лабораторных условиях // Труды ГГИ. Вып. 252. 1978. С. 20–37.
- [7] Kresser W. Gedanken für Geschiebe und Schwebstofffuhrung der Gewässer // «Osterreichische Wasserversirtschaft». 1964. Jg. H.1/2.

Дата поступления
27.10.2021

К.И.Байманов, Г.Т.Шаниязов. Дарё чўкиндиларини оқишини ҳисоблаш усуллари ҳақида.

Аннотация: Мақолада адабиётларда келтирилган назарий ечимлар ва дала шароитида олинган ката маълумотлар асосида оқиқиқларнинг муаллоқ ва узан туби оқиқиқларига бўлиниши ва уларнинг миқдорини аниқлаш келтирилган. Узан туби тулқин симон оқиқиқларнинг параметрларини ўлчаш ва ўзан туби оқиқиқлари сарфини ҳисоблаш усуллари тавсия этилган.

Калим сўзлар: қаттиқ фазали ҳаракатлар; осма ва киришма чўкмалар; фракцион таркиб; тулқин симон оқиқиқларнинг параметрлари бўйича чўкмалар сарфи; узан деформацияси.

K.I.Baymanov, G.T.Shaniyazov. On methods for calculating river sediment runoff.

Abstract: The article describes the essence of the division of sediments into bottom and weighted sediments and their quantitative assessment based on the analysis of theoretical solutions available in the literature and a large amount of factual material of field studies. Methods for measuring the parameters of bottom ridges and calculating the flow rate of entrained sediments are proposed.

Keywords: solid phase movements; suspended and entrained sediments; fractional composition; sediment consumption by ridge parameters; channel deformation.

УДК 621.01

ТЕОРЕТИКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗГИБА КОЛОСНИКА ОТ УСТАНОВКИ ВСТАВКИ

Мухаммадиев Д.М.¹, Ахмедов Х.А.¹, Эргашев И.О.¹, Жамолова Л.Ю.², Мухаммадиев Т.Д.¹

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 предложены расчетные схемы и экспериментальные установки для определения значения прогиба колосника в процессе установки (консольно и на двух опорах) вставки в колосник. Найдено значение остаточной деформации на колоснике после установки вставки при различных формах (прямоугольник, треугольник, круглый). В результате проведенных исследований рекомендована рациональная форма краев вставки, которой является прямоугольник. Использование результатов исследований по установке вставки в колосник позволит минимизировать затраты и повысить уровень точности при сборке колосниковой решетки.

Ключевые слова: пыльный джсин; колосник; вставка; конструкция; сила закрепления вставки; изгибающий момент колосника; угол наклона; перемещения вставки.

Введение.

Существующая конструкция колосников изготавливается с учетом их одноразового использования, что приводит к увеличению финансовых, ресурсных затрат и низкому уровню точности при сборке и прочности колосниковой решетки.

Кроме того, практика использования колосниковых решеток на хлопкоочистительных заводах показала, что колосники в колосниковых решетках изнашиваются от касания пил вследствие их коробления и погрешности сборки колосниковой решетки. Износ колосников в рабочей зоне приводит к увеличению межколосникового зазора в зоне контакта с пыльным диском и нарушению процесса джсинирования.

Недостатком существующей конструкции колосниковой решетки является изготовление колосников с учетом их одноразового использования, что приводит к увеличе-

нию финансовых затрат и низкому уровню точности при сборке и прочности колосниково-вой решетки из-за крепления лапки колосников на плоской поверхности бруса, а это в свою очередь отражается на производительности и качественных показателях волокна и семян в процессе эксплуатации колосников.

Для решения вышеуказанных проблем в работах Р.Г.Махкамова, М.Агзамова, А.С.Ибрагимова, А.А.Исмаилова [1], [2] осуществлен выбор основных параметров поверхностной закалки рабочей зоны джинных и линтерных колосников, изготавливаемых из стали марки 45. Выбрана температура закалки у поверхности 960°C и на границе нагретого слоя 850°C [1]. Проведенные сравнительные испытания колосников с закаленной рабочей зоной с использованием выбранных параметров закалки показали, что срок их эксплуатации увеличивается в два с лишним раза [2].

П.Н. Тютин и Р.Ю. Меламедов [3] предложили способ обработки боковых поверхностей и лапок джинных колосников методом единых баз. Испытания колосниковых решеток, изготовленных по новой технологии, показали, что применение этих колосников способствует также значительному сокращению верхних забоев в колосниках.

В патенте [4] предложено изготовление колосников из полимера, при этом конструкция исключает образование ржавчины и влияние влаги. В случае стирания волокна из строя выйдет только колосник, а не пильный диск.

В работе [5] предлагается новая конструкция колосниковой решетки, которая даёт возможность менять не колосник целиком при его износе, а саму накладку.

В статье [6] исследованы крепления колосников к брусу и соединения в системе вставка–винт–колосник. В результате установлены минимальный диаметр и высота участка смятия винта соединения системы вставка–винт–колосник. Предложенная конструкция консольного колосника характеризуется силой реакции опор в 3.5 раза большей относительно двухопорного колосника.

В статье [7] предложены законы изменения силы закрепления вставки, силы трения, КПД соединения, угла наклона и относительной деформации колосника, припуск вставки при изготовлении.

Методы. Однако в процессе установки в колосник вставки он изгибается. С целью снижения изгиба (прогиба) колосника нужно определить рациональную схему процесса установки вставки в колосник, при которой достигается минимальный изгиб. Для определения рациональной схемы процесса установки вставки в колосник принимаем следующее виды:

- колосник крепится с одной стороны – консоль (рис. 1,а);
- колосник закрепляется с двух сторон – двухопорная схема (рис. 1,б).

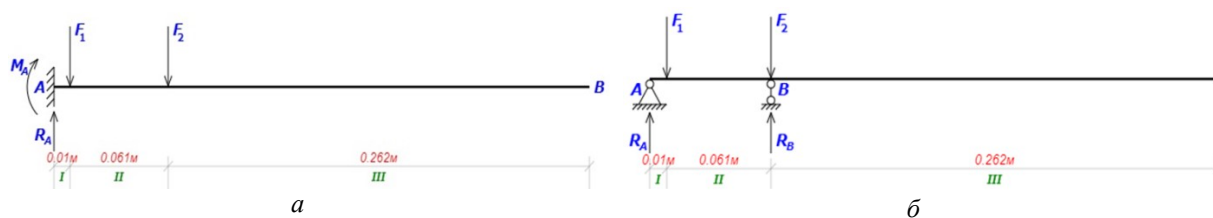


Рис. 1. Схема расчета установки вставки в колосник: а – консольная; б – двухопорная

Колосник состоит из прямоугольника, поперечное сечение которого составляет $h=1.46b$, нагружен силами $F_1=200\text{H}$ и $F_2=200\text{H}$, сосредоточенными в горизонтальной плоскости (рис.1, а и б), а минимальные размеры прямого угла равны $b=0.012\text{ м}$ и $h=0.0175\text{ м}$, нормальное напряжение для колосника составляет $[\sigma]=110\text{ МПа}$ [8, 9].

Для определения рациональной схемы процесса установки вставки в колосник рассчитаем изгиб колосника для консольной и двухопорной схем. В этом случае разделим колосник на 3 участка (см.рис. 1).

В результате расчетов схем установки вставки в колосник построены эпюры поперечных сил (рис. 2), изгибающего момента, угол изгиба и изгиб (рис. 3).

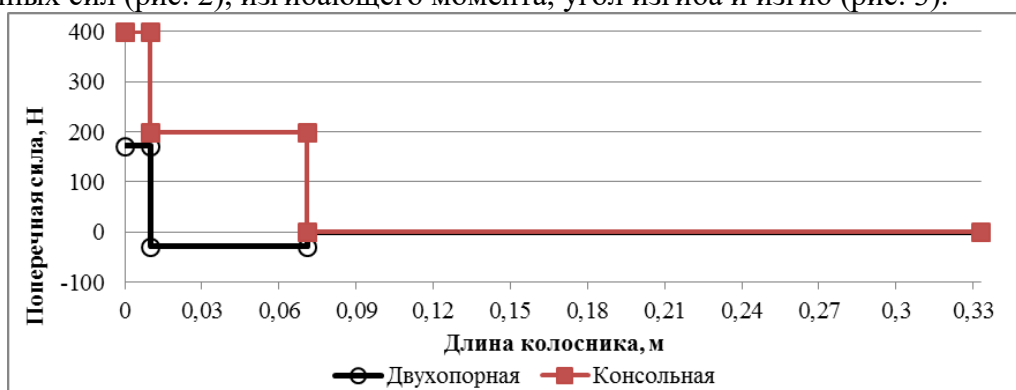


Рис. 2. Эпюра поперечной силы при установке вставки в колосник

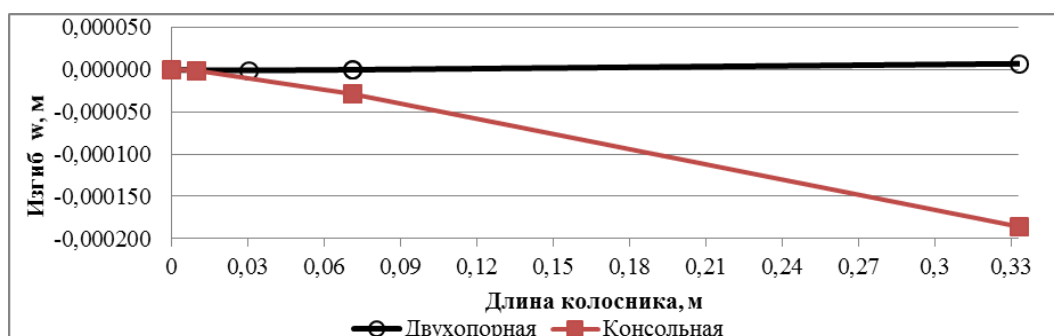


Рис. 3. Эпюра изгиба при установке вставки в колосник

Анализ результатов теоретических расчетов (см.рис. 2–3) процесса установки вставки в колосник консольно и на двух опорах показал, что поперечная сила меньше (от 400 до 171.83 Н) – в 2.33 раза, изгибающий момент (от -16.2 до 1.7183 Нм) в 10.42 раза, угол наклона (от -0.0344° до 0.0015°) – в 23.93 раза и изгиб колосника (от 0.018 до 0.007 мм) – в 27.2 раза меньше в двухопорной, чем в консольной.

Проведено экспериментальное исследование изгиба колосника в процессе установки вставки. Согласно рис. 3, величина изгиба колосника равна -0.18 мм при установке консоли, а на двух основаниях -0.007 мм. Однако в связи с тем, что мы можем использовать микрометры с точностью 0.01 мм [10], используем схему консольной установки для экспериментального исследования изгиба колосника. Поэтому для определения экспериментального значения изгиба колосника, т.е. величины деформации, создано устройство с четырьмя микрометрами (рис. 4).



Рис. 4. Схема экспериментального устройства изгиба колосника при установке вставки: 1 – сила зажима; 2 – вставка; 3 – устройство измерения нагрузки; 4 – штангенциркуль; 5 – консоль колосник; 6 – индикаторы часового типа марки ИЧ-10 0.01

В то же время конструкция вставки имеет большое значение при установке её в колосник. Поэтому для изучения влияния кромки вставок на изгиб колосника были подго-

товлены следующие типы вставки: прямоугольная (рис.5, а), треугольная (рис.5, б) и круглая (рис.5, в) формы.



Рис. 5. Формы концов вставки: а – прямоугольник; б – треугольник; в – круглая

Результаты и анализ.

Результаты экспериментального исследования, т.е. изгиба колосника в зависимости от формы вставки, представлены на рис. 6–8.

Анализ результатов процесса консольной установки вставки в колосник, полученных на экспериментальном устройстве (см.рис. 4), показал, что изгиб консоли прямоугольного вида при поперечной силе 392,24 Н составляет 0,27 мм, треугольного вида – 0,25 мм, круглого вида – 0,24 мм. Однако значение изгиба колосника при перпендикулярном направлении составляет для прямоугольника 0,08 мм, для треугольника – 0,25 мм, для круга – 0,18 мм (см. рис. 6 – 8).

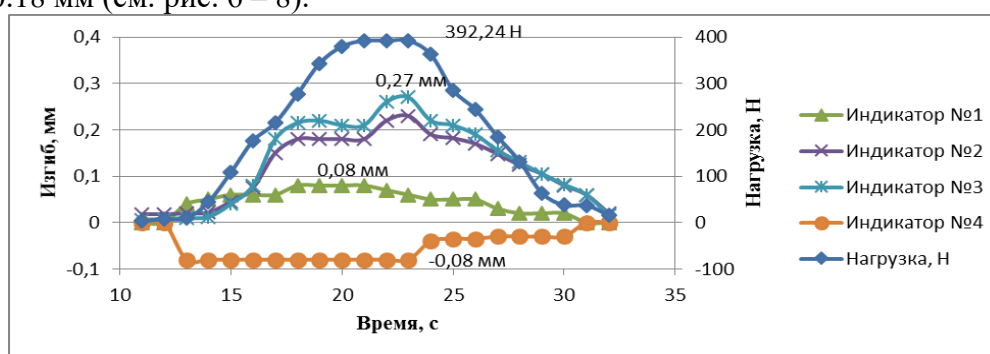


Рис. 6. Изгиб вставки с прямоугольным сечением в процессе установки в колосник

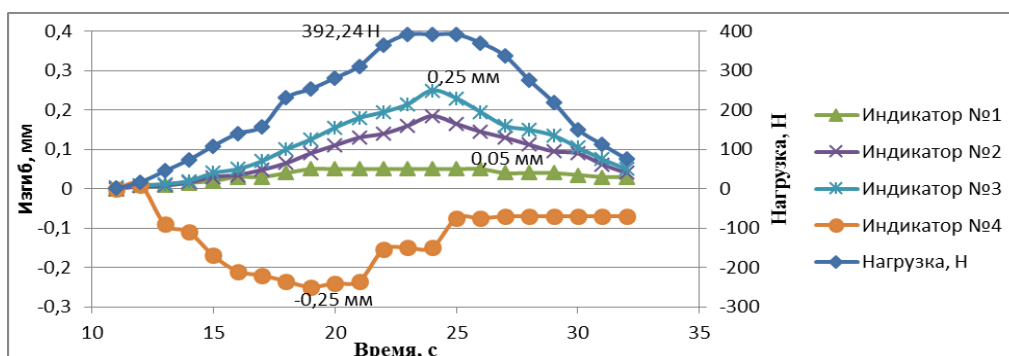


Рис. 7. Изгиб вставки с треугольным сечением в процессе установки в колосник

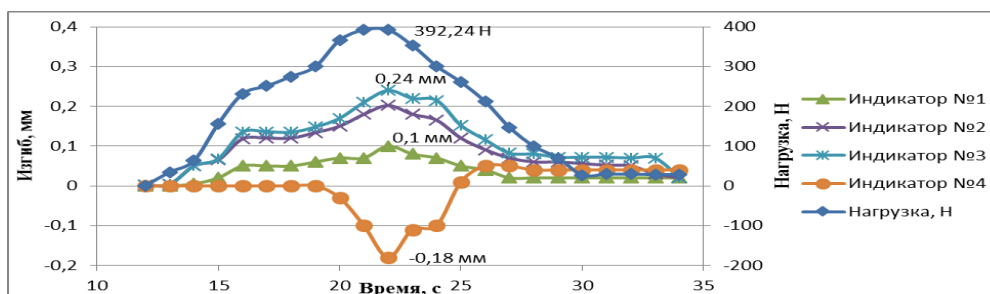


Рис. 8. Изгиб вставки с круглым сечением в процессе установки в колосник

Кроме того, определено, что после установки вставки консольно в колосник остаточная деформация на колоснике составляет: в форме прямоугольника – 0,016 мм, треугольника – 0,05 мм и в круглой форме – 0,08 мм (см.рис. 6–8).

Следовательно, поскольку максимальный изгиб колосника в вертикальном направлении составляет 0,08 мм, а в горизонтальном – 0,27 мм, после установки вставки в колос-

ник остаточная деформация в колоснике составляет 0.016 мм. Установлено, что рациональной формой краев вставки является прямоугольная.

Заключение.

Анализ результатов расчета изгиба колосника от установки вставки в колосник консольно и на двух опорах показал, что поперечная сила меньше (от 400 до 171.83 Н) – в 2.33 раза, изгибающий момент (от -16.2 до 1.7183 Нм) – в 10.42 раза, угол наклона (от -0.0344° до 0.0015°) – в 23.93 раза и изгиб колосника (от 0.018 до 0.007 мм) – в 27.2 раза меньше в двухопорной, чем в консольной. В связи с доступностью использовать микрометры с точностью 0.01 мм выбрана консольная схема установки и создано устройство с измерительными приборами.

В результате экспериментального исследования процесса консольной установки вставки в колосник установлено, что изгиб консоли в горизонтальном направлении при поперечной силе 392.24 Н составляет для прямоугольного вида – 0.27 мм, треугольного вида – 0.25 мм, круглого вида – 0.24 мм, а в вертикальном направлении составляет для прямоугольника 0.08 мм, для треугольника – 0.25 мм, для круга – 0.18 мм. Поэтому рациональной формой краев вставки является прямоугольная.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Махкамов Р.Г., Агзамов М. Выбор параметров закалки джинных линтерных колосников // Известия высших учебных заведений. Технология текстильной промышленности. 2006. № 2. С. 101–104.
- [2] Исмаилов А.А., Махкамов Р.Г., Ибрагимов А.С., Агзамов М. Исследование износа различных типов колосников // Проблемы текстиля. 2005. №3. С. 20–23.
- [3] Тютин П.Н., Меламедов Р.Ю. Взаимозаменяемость конструктивных элементов колосниковой решетки пильного джина // Хлопковая промышленность. 1971, №4. С. 25–29.
- [4] Daniel F. Albus, Russell B. Williams. Cotton gin rib. United States Patent. US005979018A (1999) URL: <https://patentimages.storage.googleapis.com/cd/67/b5/b92cac4af62191/US5979018.pdf>.
- [5] Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А., Ибрагимов Ф.Х. Исследования новой конструкции стального колосника пильного джина // Проблемы механики. Ташкент. 2013. №3–4. С. 131–135.
- [6] Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А. Исследование крепления колосников к брусу и соединения вставка-винт-колосник // Проблемы механики. Ташкент. 2014. №1. С.76–78.
- [7] Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А., Эргашев И.О., Л.Ю.Жамолова, Мухаммадиев Т.Д. Силовой расчет соединений колосника пильного джина со вставкой // Известия высших учебных заведений. Технология текстильной промышленности. 2020. № 1. С. 137–143.
- [8] Ануриев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя. М.: Машиностроение, 2001. Т.2.
- [9] Феодосьев В.И. Сопротивление материалов. М.: Наука, 1986.–512 с.
- [10] ГОСТ 577-68. Индикаторы часового типа с ценой деления 0,01 мм. Технические условия (<http://www.gostrf.com/normadata/1/4294847/4294847964.pdf>).

Дата поступления
1.12.2021

Д.М.Мухаммадиев, Х.А.Ахмедов, И.О.Эргашев, Л.Ю.Жамолова, Т.Д.Мухаммадиев. Алмашинувчи элементни колосникка ўрнатишдан ҳосил бўладиган эгилишни назарий-тажрибавий тадқиқи.

Аннотация: Мақолада алмашинувчи элементни колосникка (консоль ва икки таянчли) ўрнатишдан ҳосил бўладиган эгилишни назарий-тажрибавий қийматларини аниқлаш учун ҳисоблаш схемалари ва экспериментал қурилмаси таклиф этилган. Турли (тўртбурчак, учбурчак ва юмалоқ) шаклли алмашинувчи элементарни ўрнатилишидан колосникда ҳосил бўладиган қолдиқ деформацияларнинг қийматлари аниқланган. Олиб борилган тадқиқотлар натижасида қирралари тўртбурчак бўлган алмашинувчи элемент рационал шакл деб тавсия этилган. Алмашинувчи элементни колосникка ўрнатиш бўйича тадқиқот натижаларидан фойдаланиш ҳаражатларни минималлаштиради ва колосник панжарани йиғиш аниқлик даражасини оширади.

Калит сўзлар: аррали жин; колосник; колосник панжара; алмашинувчи элемент; конструкция; алмашинувчи элементни маҳкамлаш кучи; колосникнинг эгилиш моменти; бурилиш бурчаги; алмашинувчи элементнинг кўчиши.

D.M.Mukhammadiev, Kh.A.Akhmedov, I.O.Ergashev, L.Yu.Zhamolova, T.D.Mukhammadiev. Theoretical and experimental study of the bending of the rib from installation of the insert.

Abstract: The article proposes design schemes and experimental installations for determining the deflection of the rib during the installation (cantilever and on two supports) of the insert into the rib. The values of the permanent deformation on the grate after installing the insert for various (rectangle, triangle and round) shapes have been established. As a result of the research carried out, a rational shape of the insert edges, which is rectangular, was recommended. The use of research results on the installation of the insert in the rib will allow minimizing costs and increasing the level of accuracy when assembling the grate.

Keywords: saw gin; rib; insert; design; insertion fixing force; bending moment of the rib; tilt angle; insert displacement.

УДК 675.055

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТРАНСПОРТИРУЮЩЕГО МЕХАНИЗМА МНОГООПЕРАЦИОННОЙ ВАЛКОВОЙ МАШИНЫ

Бахадиров Г.А., Носиров М.И.

*Институт механики и сейсмостойкости сооружений им.М.Т.Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
E-mail: nosirov83@mail.ru*

Аннотация: Изучены соотношения сил в процессе подачи кожевенного полуфабриката транспортирующим устройством в рабочую зону многооперационной машины. Определена взаимосвязь втягивающей силы с радиусом ведущего вала, коэффициентом трения и углом обхвата кожевенного полуфабриката с ведущим валом. Установлено, что с возрастанием угла обхвата и увеличением коэффициента трения увеличивается втягивающая сила. Следовательно, для втягивания кожевенного полуфабриката радиус ведущего вала должен быть достаточно большим. С целью разработки рациональной конструкции транспортировочного устройства выведено неравенство, включающее в себя параметры транспортирования и втягивания кожевенного полуфабриката в зону обработки. Установлено, что позволяет подобрать рациональные параметры транспортирующего механизма, задаваясь параметрами обрабатываемого кожевенного полуфабриката. Обосновано, что и использование полученных результатов позволит повысить производительность технологического процесса отжима влаги из кожевенного полуфабриката с учетом его физико-механических свойств. Результаты исследования будут использованы в проектно-конструкторских, научно-исследовательских работах при проектировании новых валковых или транспортирующих устройств.

Ключевые слова: транспортирующий механизм; тяговое усилие; кожевенный полуфабрикат; угол обхвата; свободный валик; расправочный стол; механическая обработка; средняя толщина.

Введение.

Известно, что в каждой стране кожевенные ресурсы разбросаны по всей территории, поэтому наличие в регионах малых и средних предприятий позволяет эффективно и экономично использовать кожевенное сырьё. Это требует разработки и создания компактных машин и оборудований для первичной механической обработки кожевенного полуфабриката малыми партиями.

На современных крупных кожевенных предприятиях многочисленные механические и физико-механические операции требуют использовать целую гамму соответствующего оборудования. Для удовлетворения потребностей кожевенной промышленности требуется до 90 типов технологического оборудования [1–5].

Несмотря на большое разнообразие типов применяемых машин и аппаратов, в кожевенном производстве сохраняется еще значительное количество немеханизированных операций, особенно на малых производствах. Уровень механизации, т.е. удельный вес механизированного труда в общих затратах рабочего времени, составляет 50 – 80 %. Кроме того, даже на механизированных операциях рабочему приходится выполнять тяжелые и монотонные ручные вспомогательные операции. Большинство технологических операций кожевенно-мехового производства по существу машинно-ручное [6–11].

На малых предприятиях нецелесообразно использовать дорогие, специализированные высокопроизводительные технологические машины для механической обработки кожевенного полуфабриката, так как из-за малого объема производства они больше времени будут простаивать и занимать производственные площади.

Следовательно, разработка машины, выполняющей, несколько технологических операций, является актуальной.

Разработка конструкции многооперационной машины.

Нами разработана конструкция многооперационной машины для механической обработки кожевенного полуфабриката [12–18]. Машина предназначена для выполнения нескольких механических операций последовательно: отжима, разводки, строгания, мягчения, прокатки и шлифования.

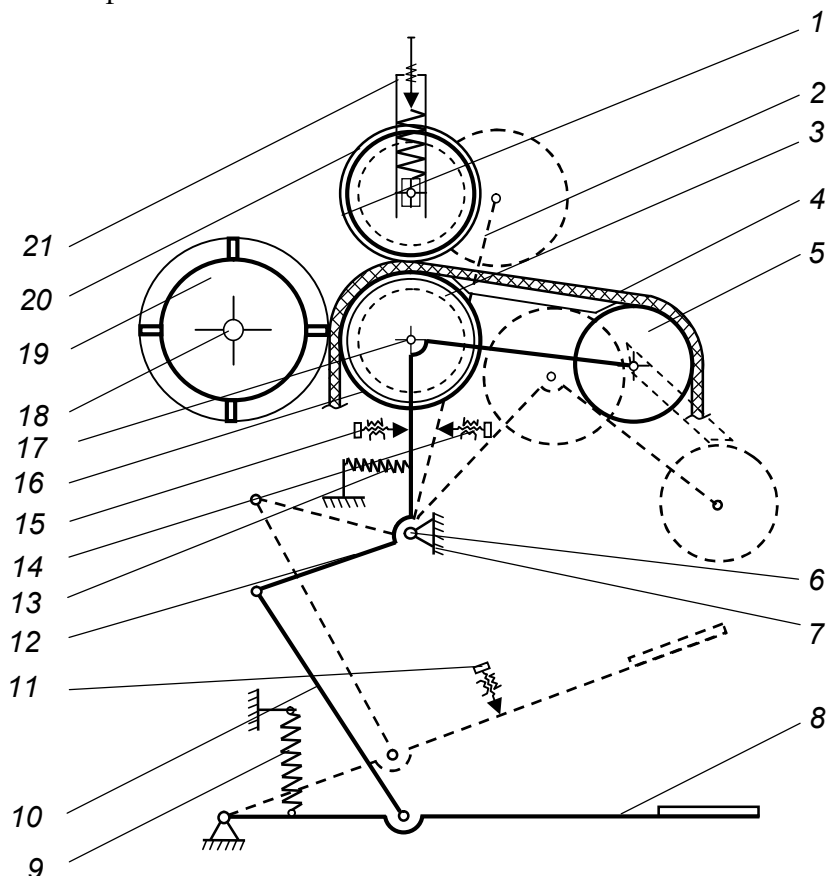


Рис. 1. Схема многооперационной машины для механической обработки кожевенного полуфабриката

Многооперационная машина содержит рабочий валок 19, установленный консольно на оси 18, транспортирующий валок 20, установленный на оси 1, взаимодействующей с регулируемой пружиной 21, прижимной вал 16 установлен на оси 17. На рычаге 12, имеется общая ось 6 с рычагом 2, причем рычаг 2 снабжен фиксатором исходного положения (на рис. не показан), а рычаг 12 – упором 7 для взаимодействия с рычагом 2. На рычаг 12 установлен поддерживающий валок 5. Между прижимным 16 и поддерживающим 5 валками размещен расправочный стол 3, жестко связанный с прижимным валком 16. При нажатии на педаль 8 упоры 14 и 15 перемещаются до крайних своих положений, а рычаг 12 – упором 11 крайнего положения посредством тяги 10, рычаг 12 перемещается в зону обработки кожи или шкуры 4. После окончания обработки педаль 8 опускается и под воздействием пружин 9 и 13 транспортирующий валок 20 и прижимной валок 16 откидываются и останавливаются.

Многооперационная машина содержит комплект рабочих валков 19 для мездрения, строжки, разводки, отжима, прокатки и шлифовки.

Исследование процесса подачи материала.

Рассмотрим силовую взаимосвязь между валом транспортирующего устройства и кожевенным полуфабрикатом. Транспортирующее устройство состоит из ведущего 1 и

ведомого 3 валов и между ними расположен расправочный стол 2. Ведущий вал 1 вращается принудительно, а ведомый вал 3 вращается за счет трения между кожаным полуфабрикатом 4 и ведомым валом 3 (рис. 2).

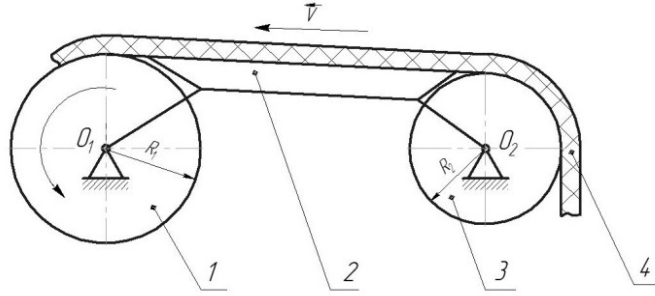


Рис. 2. Схема транспортирующего устройства: 1 – ведущий вал; 2 – расправочный стол; 3 – ведомый вал; 4 – кожаный полуфабрикат

Ведущий вал 1 втягивает и подает кожаный полуфабрикат 4 в зону механической обработки. Для втягивания кожаного полуфабриката ведущим валом необходимо выполнение следующего условия: $T_2 \geq T_1$ (рис. 3).

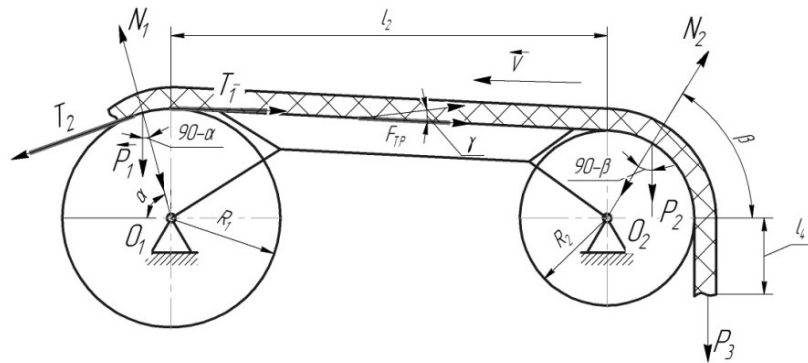


Рис. 3. Схема сил, действующих на транспортирующее устройство

На рис. 2 имеем выражение для втягивающей силы [18]:

$$T_2 = \mu N_1 \cos(90 - \alpha) = \mu N_1 \sin \alpha. \quad (1)$$

Условно разделим кожаный полуфабрикат на четыре участка.

Здесь N_1 – нормальная реакция ведущего вала на элемент кожаного полуфабриката; μ – коэффициент трения между кожаным полуфабрикатом и ведущим валом. Если учитывать, что $\alpha = \frac{\pi}{2}$, тогда

$$T_2 = \mu N_1. \quad (2)$$

Средняя плотность кожаного полуфабриката $\rho_{cp} = \frac{m_1}{V_1}$, откуда

$$m_1 = \rho_{cp} V_1, \quad (3)$$

где m_1 – масса участка на переднем конце кожаного полуфабриката; V_1 – объем данного участка. V_1 определяется следующим образом:

$$V_1 = l_1 \delta_{cp} l_u, \quad (4)$$

где δ_{cp} – средняя толщина кожаного полуфабриката; l_u – проходная ширина кожаного полуфабриката; l_1 – длина дуги, определяемая по формуле

$$l_1 = R_1 \alpha. \quad (5)$$

Здесь R_l – радиус ведущего вала; α – центральный угол обхвата, в пределах которого кожаный полуфабрикат касается вала.

Подставляя выражения (4), (3) и (5) в (2), получим

$$T_2 = \mu m_1 g = \mu \rho_{cp} V_1 g = \mu \rho_{cp} l_1 \delta_{cp} l_{us} g = \mu \rho_{cp} R_l \alpha \delta_{cp} l_{us} g. \quad (6)$$

С другой стороны, сила T_1 состоит из трех составляющих, т.е. эти силы создают торможение движению кожаного полуфабриката:

$$T_1 = F_1 + F_2 + F_3, \quad (7)$$

где F_1 – сила трения, возникающая (при коэффициенте трения μ_1) между поверхностью расправочного стола и кожаного полуфабриката:

$$F_1 = F_{TP} \sin \gamma.$$

Аналогично при $\alpha = \frac{\pi}{2}$ получим

$$F_1 = F_{TP} \sin \gamma = \mu_1 N_1. \quad (8)$$

Объем этого участка V_2 определяется по формуле

$$\rho_{cp} = \frac{m_2}{V_2} \Rightarrow m_2 = \rho_{cp} V_2, \quad (9)$$

где m_3 – масса участка на переднем конце кожаного полуфабриката на расстоянии между ведущим и ведомым валами:

$$V_2 = l_2 \delta_{cp} l_{us}, \quad (10)$$

где δ_{cp} – средняя толщина кожаного полуфабриката; l_2 – расстояние между ведущим и ведомым валами.

Подставляя выражения (10) и (9) в (8), получим

$$F_1 = \mu_1 N_1 \sin \gamma = \mu_1 m_2 g = \mu_1 \rho_{cp} l_2 \delta_{cp} l_{us} g. \quad (11)$$

На втором участке кожаного полуфабриката ведомый вал работает по схеме тормозного колеса. На него действует момент торможения M_m :

$$M_m = P_2 F_2, \quad F_2 = \frac{M_m}{R_2}, \quad (12)$$

где F_2 – сила трения; N_2 – сила нормального давления кожаного полуфабриката; P_2 – реакция опор.

Из равенства работ валов за один оборот запишем

$$2\pi R_2 F_2 = 2\pi r_u f_u N_2 \cos(90 - \beta) = 2\pi r_u f_u N_2 \sin \beta, \quad (13)$$

где f_u – коэффициент трения в цапфах опор ведомого вала; r_u – радиус цапфы.

При $\beta = \frac{\pi}{2}$ из формулы (13) следует

$$F_2 = f_u \frac{N_2 r_u}{R_2}. \quad (14)$$

После некоторых преобразований получим

$$F_2 = f_u \frac{m_3 g r_u}{R_2} = f_u \rho_{cp} l_3 \delta_{cp} l_{us} \frac{g r_u}{R_2}. \quad (15)$$

На третьем участке кожаного полуфабриката имеет место

$$F_3 = P = m_4 g. \quad (16)$$

Определяем m_4 :

$$\rho_{cp} = \frac{m_4}{V_4} \Rightarrow m_4 = \rho_{cp} V_4, \quad (17)$$

где m_4 – масса свободного конца кожевенного полуфабриката; $V_4 = l_4 \delta_{cp} l_{ш}$ – объем этого участка; δ_{cp} – средняя толщина кожевенного полуфабриката; l_4 – длина свободного конца.

Подставляя выражение (17) в (16) получим

$$F_3 = P = m_4 g = \rho_{cp} l_4 \delta_{cp} l_{ш} g. \quad (18)$$

Для выполнения условия $T_2 \geq T_1$, с учетом (11), (15), (18) и (7) должно иметь место

$$\mu \rho_{cp} R_1 \alpha \delta_{cp} l_{ш} g \geq \mu_1 \rho_{cp} l_2 \delta_{cp} l_{ш} g + f_u \rho_{cp} l_3 \delta_{cp} l_{ш} \frac{g r_u}{R_2} + \rho_{cp} l_4 \delta_{cp} l_{ш} g. \quad (19)$$

Допустим, что во всех участках кожевенного полуфабриката его параметры, т.е. средняя толщина δ_{cp} , ширина $l_{ш}$ и средняя плотность ρ_{cp} , одинаковые. Тогда получим следующее выражение:

$$\mu R_1 \alpha \geq \mu_1 l_2 + f_u l_3 \frac{r_u}{R_2} + l_4. \quad (20)$$

Для обеспечения максимальной набегающей силы μ_1 должно иметь максимальное значение, т.е.

$$f_u \frac{N_2 r_u}{R_2} > \mu_2 N_2, \quad (21)$$

где μ_2 – коэффициент трения между кожевенным полуфабрикатом и ведомым валом.

Отсюда получаем условие

$$f_u \frac{r_u}{R_2} > \mu_2. \quad (22)$$

Как видно, для втягивания вспомогательного вала кожевенного полуфабриката μ_2 возникает необходимость того, что коэффициент трения должен быть больше выражения

$$f_u \frac{r_u}{R_2}.$$

Численные результаты исследования

В полученное условие (20) втягивания кожевенного полуфабриката ведущего вала транспортирующего устройства подставляем значения, максимально приближенные к реальным условиям: минимальный коэффициент трения между кожевенным полуфабрикатом и ведущим валком $\mu_1 = 0.1$, длина кожевенного полуфабриката, расположенного на столе $l_2 = 800$ мм, длина кожевенного полуфабриката, расположенного на вспомогательном валке $l_3 = 100$ мм, оставшаяся длина кожевенного полуфабриката $l_4 = 200$ мм, конструктивные размеры вспомогательного вала $f_u = 0.9$, $r = 10$ мм, $R_2 = 100$ мм.

С учетом этих значений на рис. 4 показана зависимость между ведущим валком R_1 транспортирующего устройства и коэффициентом трения кожевенного полуфабриката, расположенного на ведущем валке μ .

На рис. 5 показана зависимость между ведущим валком R_1 транспортирующего устройства и углом обхвата α кожевенного полуфабриката, ведущим валком.

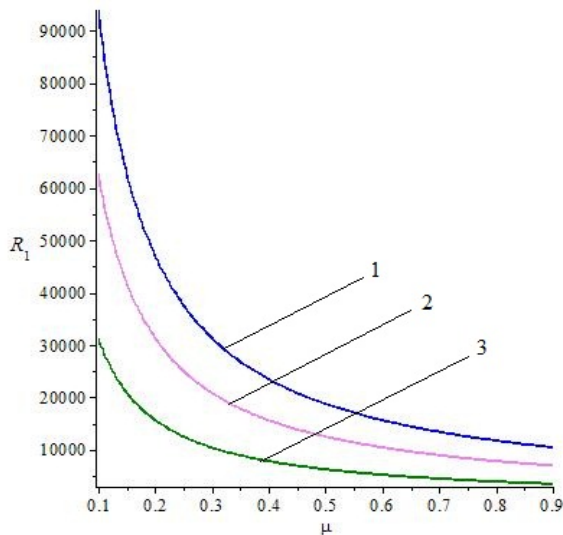


Рис. 4. График зависимости между R_1 и μ :

$$1 - \alpha_1 = \frac{\pi}{6}; 2 - \alpha_2 = \frac{\pi}{4}; 3 - \alpha_3 = \frac{\pi}{2}$$

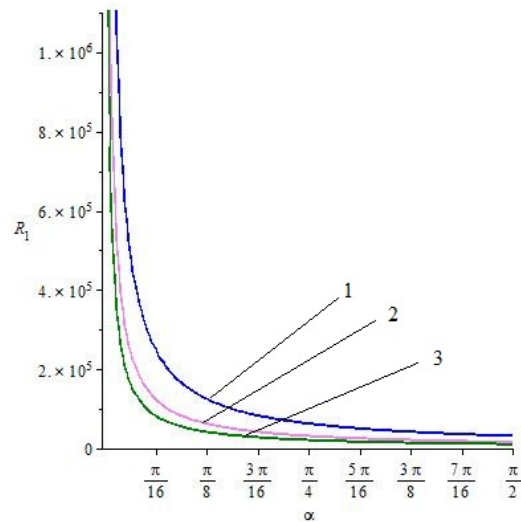


Рис. 5. График зависимости между R_1 и α :

$$1 - \mu_1 = 0.1; 2 - \mu_1 = 0.2; 3 - \mu_3 = 0.3$$

После проведенных расчетов получены параметры радиуса ведущего вала, коэффициента трения кожевенного полуфабриката, расположенного на ведущем валке, угла обхвата кожевенного полуфабриката ведущим валком.

Обсуждение.

Зависимость радиуса R_1 ведущего вала транспортирующего устройства от угла обхвата кожевенного полуфабриката ведущим валком при трех условных значениях представлена на рис. 4 в виде графика. Здесь можно наблюдать то, что с увеличением угла обхвата уменьшаются радиус ведущего вала и коэффициент трения. На графиках рис. 5 зависимости радиуса ведущего вала R_1 от угла α представлено изменение коэффициента трения по поверхности стола с кожевным полуфабрикатом при трех условных значениях. Здесь также наблюдается то, что с увеличением коэффициента трения радиус ведущего вала и угол обхвата уменьшаются.

Из графиков можно сделать вывод, что условие (20) удовлетворяет технологическое требование втягивания кожевенного полуфабриката ведущим валком транспортирующего устройства, т.е. при больших значениях угла обхвата и меньших значениях коэффициента трения обеспечивается большее значение втягивающей силы. Итак, для выполнения втягивания кожевенного полуфабриката значение радиуса ведущего вала R_1 увеличивается. Следовательно, это приводит к повышению расхода материалов, массы рабочих элементов транспортирующего устройства и т.п. Поэтому рекомендуется вносить изменения в конструкцию транспортирующего устройства.

Силы, создаваемой прижимным валом, недостаточно для втягивания кожевенного полуфабриката в зону обработки. Для увеличения силы втягивания нами предложено устанавливать свободно вращающийся дополнительный валок с радиусом R_3 сверху ведущего вала транспортирующего устройства, за счет чего обеспечивается требуемая сила трения, следовательно, достигается необходимая сила втягивания кожевенного полуфабриката (рис. 6).

Аналогично на чертеже размещаем силы так же, как указано ранее, и проверяем выполнение условия $T_2 \geq T_1$.

С другой стороны, сила T_1 состоит из нескольких составляющих, т.е. эти силы создают торможение движению кожевенного полуфабриката (рис. 7):

$$T_1 = T_{св.вр} + F_1 + F_2 + F_3. \quad (23)$$

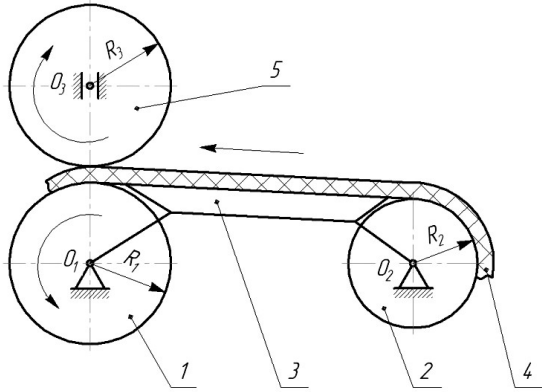


Рис. 6. Схема транспортирующего устройства со свободным верхним рабочим валком:
1 – ведущий вал; 2 – ведомый вал; 3 – расправочный стол; 4 – кожаный полуфабрикат, 5 – свободно вращающийся вал

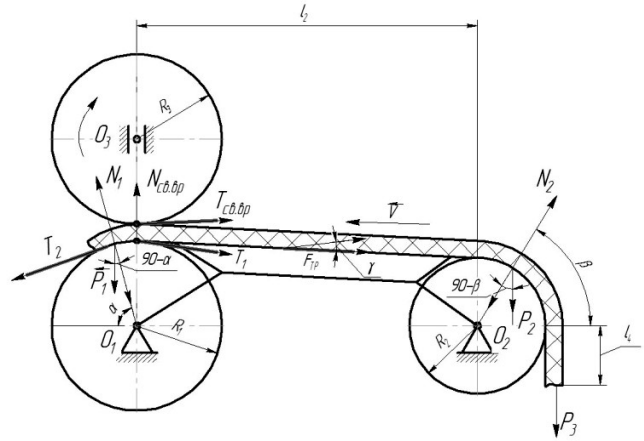


Рис. 7. Схема сил, действующих на транспортирующее устройство

В формуле (23) рассматриваются $T_{св.вр}$ – сила трения свободным верхним транспортным валом; F_1 – сила трения; F_2 – тормозная сила, поддерживающая валки; F_3 – реакция сил тяжести.

Теперь рассмотрим каждую из них отдельно.

На втором участке кожаного полуфабриката ведомый вал работает по схеме тормозного колеса. На него действует момент торможения $M_{св}$

$$M_{св} = P_3 T_{св.вр}, \quad T_{св.вр} = \frac{M_{св}}{R_3}, \quad (24)$$

где $T_{св.вр}$ – сила трения; P_3 – реакция опор.

Из равенства работ валов за один оборот запишем

$$2 \pi R_3 T_{св.вр} = 2 \pi r_u^{св} f_u^{св} N_{св.вр}, \quad (25)$$

где $f_u^{св}$ – коэффициент трения в цапфах опор поддерживающего валки; $r_u^{св}$ – радиус цапфы; $N_{св.вр}$ – сила нормального давления кожаного полуфабриката.

Здесь

$$T_{св.вр} = f_u^{св} \frac{N_{св.вр} r_u^{св}}{R_3}. \quad (26)$$

Тогда $\rho_{ср}^{св} = \frac{m_{св}}{V_{св}}$, откуда $m_{св} = V_{св} \rho_{ср}^{св} = \rho_{ср}^{св} \pi R_3^2 l_{ш}$,

где $\rho_{ср}^{св}$ – средняя плотность; $m_{св}$ – масса; $V_{св}$ – объем поддерживающего валка.

Отсюда

$$N_{св.вр} = m_{св} g = \rho_{ср}^{св} \pi R_3^2 l_{ш} g. \quad (27)$$

После некоторых преобразований получим

$$T_{св.вр} = f_u^{св} \frac{\rho_{ср}^{св} \pi R_3^2 l_{ш} g r_u^{св}}{R_3} = f_u^{св} r_u^{св} \rho_{ср}^{св} \pi R_3 l_{ш} g. \quad (28)$$

Аналогично выражениям (8)–(18) рассмотрим силы F_1, F_1, F_1 .

Для выполнения условия $T_2 \geq T_1$, с учетом (6), (15), (18) и (28) должно иметь место

$$\begin{aligned} \mu \rho_{cp} R_1 \alpha \delta_{cp} l_{ш} g \geq f_u^{c\theta} r_u^{c\theta} \rho_{cp}^{c\theta} \pi R_3 l_{ш} g + \mu_1 \rho_{cp} l_2 \delta_{cp} l_{ш} g + \\ + f_u \rho_{cp} l_3 \delta_{cp} l_{ш} \frac{g r_u}{R_2} + \rho_{cp} l_4 \delta_{cp} l_{ш} g. \end{aligned} \quad (29)$$

Тогда после упрощения получим следующее выражение:

$$\mu R_1 \alpha \geq \frac{f_u^{c\theta} r_u^{c\theta} \rho_{cp}^{c\theta} \pi}{\rho_{cp} \delta_{cp}} R_3 + \mu_1 l_2 + \frac{f_u r_u}{R_2} l_3 + l_4. \quad (30)$$

Из полученного неравенства видно, что неравенство δ_{cp} является средней толщиной кожевенного полуфабриката, которая влияет на изменения между расстояниями валов в технологических процессах.

Заключение.

Из описанных выше действий видно, что преимущества многооперационной машины для механической обработки кожевенных полуфабрикатов очевидны. Вопрос транспортировки в рабочую зону кожевенного полуфабриката разрабатываемой машины очень важен. Поэтому в первую очередь мы рассмотрели транспортировку кожевенного полуфабриката в рабочую зону. Здесь учитывалось скольжение кожевенного полуфабриката по столу, сопротивление ведомого и прижимного валков, а также сила тяги ведущего валка. Из полученных графиков видно, что, как отмечалось, радиус ведущего вала имеет очень большое значение. Это вызывает проблемы при проектировании и производстве машины. Поэтому в дополнение к конструкции мы разместили свободно вращающийся вал поверх ведущего вала. Это выполняет две основные функции по транспортировке кожевенного полуфабриката в рабочую зону. Во-первых, вызывает давление при втягивании и увеличивает коэффициент трения, а во-вторых, предотвращает ухудшение качества продукта в результате силы вращения рабочего вала. Это резко влияет на качество продукции и помогает поддерживать его на высоком уровне.

Проводя аналогию с проделанной выше работой, мы получаем неравенство. Полученное неравенство включает все параметры, участвующие при транспортировании и втягивании кожевенного полуфабриката в зону обработки. Задавая параметры обрабатываемого кожевенного полуфабриката, подбираем рациональные параметры устройства.

Часто бывает целесообразно сделать радиусы валов R_1 и R_3 одинаковыми, поскольку это является одним из факторов, влияющих на качество кожевенного полуфабриката. Необходимо также учитывать тот факт, что в процессе отжима на валы надеваются резина и маншоны.

Таким образом, задавая параметры обрабатываемого кожевенного полуфабриката для полученных выражений, можно подбирать рациональные параметры устройства.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Covington A.D., Wise W.R. Current trends in leather science // *J Leather SciEng*. Vol.2. 2020. N28.
- [2] Rigueto C.V.T., Rosseto M., Krein D.D.C. et al. Alternative uses for tannery wastes: a review of environmental, sustainability, and science // *J Leather SciEng*. Vol 2. 2020. N21.
- [3] Navarro D., Wu J., Lin W. et al. Life cycle assessment and leather production // *J Leather SciEng*. Vol 2, 2020. N26.
- [4] Appiah-Brempong M., Essandoh H.M.K., Asiedu N.Y. et al. An insight into artisanal leather making in Ghana // *J LeatherSciEng*. Vol 2. 2020. N25.
- [5] Olle L., Sorolla S., Casas C. et al. Design of a Prototype to produce a new collagen material by dehydration. *Journal of the society of leather technologists and chemists*. Vol. 97. 2013. Issue: 6. P. 244 – 250, Published: Nov-dec.
- [6] Бурмистров А.Г. Машины и аппараты производства кожи и меха. М.: КолосС, 2006. С. 381.
- [7] Соколовский А.П. Развитие методов и совершенствование средств исследования физико-механических свойств волокнисто-пористых материалов легкой промышленности: Дис. ... докт. техн. наук. М., 2010. – 287 с.

- [8] Коротченко Ю.Н. Совершенствование параметров валичных кожевенных машин: Дис. ... канд. техн. наук. М.: 2007. – 124 с.
- [9] Колычев М.В. Совершенствование контактного взаимодействия в зонах прессования для повышения эффективности работы прессовых частей бумагоделательных машин: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Спб., 2015. – 16 с.
- [10] Еришов С.В. Динамическое нагружение валковой пары для интенсификации процесса отжима: Дис. ... канд. техн. наук. Иваново, 2013. – 130 с.
- [11] Дарда И.В. Разработка теоретических основ совершенствования технологического оборудования кожевенно-мехового производств: Дис. ... докт. техн. наук.: М., 2004. – 325 с.
- [12] Патент на полезную модель РУз. № FAP00675. Машина для механической обработки кож. Официальный бюллетень Агентства по интеллектуальной собственности РУз №12(128). Ташкент, 2010. С.58 Бахадиров Г.А., Ризаев А.А., Баракаев Н.Р., Бахадиров К.Г., Умаров А.А., Атажанова Н.Б.
- [13] Бахадиров Г.А., Баракаев Н.Р., Носиров М.И. Машиностроение и техносфера XXI века // Сборник трудов XXV Международной научно-технической конференции в г. Севастополе 10-16 сентября 2018 г. В 2-х т. Донецк: ДонНТУ, 2018. Т. 2. – 363 с.
- [14] Amanov A.T., Bahadirov G.A., Amanov T.Y, Tsoy G.N., Nabiev A.M. Determination of Strain Properties of the Leather Semi-Finished Product and Moisture-Removing Materials of Compression Rolls. Journal Materials. Vol. 12. Issue 21. November (1) 2019. ISSN: 1996-1944. Basel, Switzerland.
- [15] Bahadirov G.A., Sultanov T.Z., Abdulkarimov A. Comparative analysis of two gear-lever differential inter-roller transmission mechanisms 2020 IOP Conf. Ser.: Earth Environ. Sci. 614. 012102.
- [16] Bahadirov G.A., Sultanov T.Z., Abdulkarimov A. Kinematic analysis of tooth-lever differential transmission mechanisms 2020 IOP Conf. Ser.: Earth Environ. Sci. 614. 012101.
- [17] Bahadirov G., Sultanov T., Umarov B., Bakhadirov K. Advanced machine for sorting potatoes tubers 2020 IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 883. 012132.
- [18] Бухгольц Н.Н. Основной курс теоретической механики. Ч.1. Кинематика, статика, динамика материальной точки. Учебное пособие. Спб.: Лань, 2009. – 480 с.

Дата поступления
18. 10. 2021

Г.А.Бахадиров, М.И. Носиров. Кўп операцияли валикли машина транспортёрловчи механизмнинг рационал параметрларини аниқлаш.

Аннотация: Ярим тайёр чарм маҳсулотини кўп операцияли машинанинг ишчи зонасига узатиш қурilmаси орқали етказиш жараёнида кучларнинг ўзаро муносабати ўрганилган. Тортмиш кучи, етакловчи вал радиуси, ишқаланиш коэффициенти ва ярим тайёр чарм маҳсулотининг етакчи вал билан қамров бурчаги ўртасидаги боғлиқлик ўрганилди. Аниқланишича, қамров бурчагининг катталаниши ва ишқаланиш коэффициенти қийматини орттириш билан тортмиш кучи ортади. Бинобарин, чарм маҳсулотининг қамрови учун етакловчи вал радиуси етарли даражада катта бўлмоғи лозим. Ташиш мосламасининг рационал конструкциясини яратиш мақсадида ярим тайёр чарм маҳсулотини ишчи зонасига узатиш ва қамров параметрларини ўз ичига олган ифодалар аниқланди, бу эса ишлов бериладиган чарм ярим тайёр маҳсулот параметрларини ўрнатиш орқали ташиш механизмнинг рационал параметрларини танлаш имконини беради. Олинган натижалардан фойдаланиш ярим тайёр чарм маҳсулотидан унинг физик-механик хусусиятларини ҳисобга олган ҳолда сиқилиш технологик жараёнининг маҳсулдорлигини оширади. Тадқиқот натижалари янги валли ёки узатиш қурilmалари конструкциясини лойиҳалашда, илмий тадқиқот ва тажриба ишларида қўлланилади.

Калим сўзлар: транспортёрловчи механизм; тортувчи куч; тери хом ашёси; қамров бурчаги; эркин айланувчи вал; текисловчи стол; механик ишлов бериш; ўртача қалинлик.

G.A., Bahadirov, M.I. Nosirov. Determination of rational parameters of the transporting mechanism of the multi-operation roller machine.

Abstract: The relation of forces in the process of feeding of a semi-finished leather product into the working area of a multi-operation machine by a conveying device is studied. The relations between the pulling force and the radius of the drive shaft, and the friction coefficient and the angle of contact of the semi-finished leather product with the drive shaft are determined. It was determined that with an increase in the angle of contact and an increase in the friction coefficient, the pulling force increases. Therefore, the radius of the drive shaft must be large enough to pull in the semi-finished leather product. In order to develop a rational design of the conveying mechanism, an inequality was derived, including the parameters of transportation and retraction of a semi-finished leather product into the processing zone; it allows choosing the rational parameters of the conveying mechanism by setting the parameters of the processed leather semi-finished product. The use of the results obtained will increase the productivity of the technological process of extracting moisture from the leather semi-finished product, taking into account its physical and mechanical properties. The results of the research will be used in research and development work in the design of new roller machines and conveying mechanisms.

Keywords: Conveying mechanism; tractive force; semi-finished leather product; angle of contact; free roller; spreading table; machining, planning; buffering; average thickness.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КУЛЬТИВАТОРОВ

Уринов А.П.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
E-mail: PhD.mr.Urinov@mail.ru

Аннотация: Показано, широко использование культиваторов при минимальной и поверхностной обработке почвы. Обосновано, что наличие большого разнообразия культиваторов как отечественного, так и зарубежного производства создает определенные трудности при выборе той или иной модели. В статье представлен сравнительный анализ основных параметров существующих культиваторов для определения наиболее оптимального варианта культиваторов, подходящих для подкормки сельскохозяйственных культур.

Ключевые слова: культиватор; рабочая скорость; ширина захвата; средняя глубина; производительность.

Введение.

В настоящее время в мире проводятся исследования по созданию рабочих органов и машин, качественно выполняющих процесс поверхностной обработки почвы. Однако конструктивные и технологические параметры применяемых культиваторов остаются несовершенными, не обеспечивают выполнение агротехнических требований, предъявляемых к этому процессу.

Сельское хозяйство является одним из приоритетных направлений экономического развития страны, а продовольственная безопасность – одним из главных направлений обеспечения национальной безопасности. Основной задачей производства продукции растениеводства служит получение высоких урожаев с хорошим качеством зерна [1, 2].

Одна из важнейших задач ресурсосбережения в современных условиях – сохранение плодородия почвы, поскольку пашня представляет главный ресурс в земледелии. Важным звеном в системе мероприятий по обеспечению высокой культуры земледелия, повышения плодородия почвы и урожайности сельскохозяйственных культур является рациональная обработка почвы. Обработка почвы – наиболее важная и энергоёмкая технологическая операция при возделывании сельскохозяйственных культур, на неё расходуется до 40 % всей энергии, потребляемой в сельском хозяйстве [3].

Наибольшее распространение при поверхностной обработке почвы получили культиваторы. В настоящее время существует большое разнообразие культиваторов как отечественного, так и зарубежного производства, что создает определенные трудности в выборе конкретной модели. Из вышеизложенного следует, что обоснование использования культиваторов в конкретных почвенно-климатических условиях является важной научной и производственной задачей.



Рис 1. Универсальные четырехрядные культиваторы серии «Слобода»

Результаты исследований.

Универсальные четырехрядные культиваторы серии «Слобода». Культиваторы серии «Слобода» – флагманский продукт, не уступающий по эффективности импортным аналогам и

спроектированный с использованием накопленного отечественного и зарубежного опыта обработки грунта (рис. 1)[4].

Агрегаты комплектуются прикатывающими катками и штригельной (пружинной) бороной, расположенной за катками. В конструкции используется специальная схема расположения рабочих органов для улучшения перемешивания почвы с растительными остатками и заделки химикатов (табл. 1).

Таблица 1

Основные характеристики культиваторов KPS 8, KPSP 4 для сплошной обработки почвы

Модель	Производительность, га/ч	Ширина захвата, м	Рабочая скорость, км/ч	Глубина, см	Мощность трактора, л.с.
«Слобода»	До 4.8	4	10–12	3–15	80–100

Культиваторы производства ОАО «Агропромтехника» г. Михайловск, Ставропольского края предназначены для сплошной, предпосевной обработки почвы и обработки паров с одновременным боронованием на разных типах почв при рабочей скорости до 10 км/ч. Культиваторы оборудованы приспособлением для навески секций зубовых борон. Обеспечивают рыхление почвы на глубину до 12 см с уничтожением сорняков [5].

Культиваторы KPSP 4 и KPSP 8 предназначены для сплошной предпосевной обработки почвы и обработки паров с одновременным боронованием [6].

Складывающаяся конструкция рамы KPSP 8 позволяет транспортировать культиватор по дорогам общего пользования. Шарнирное соединение крыльев с центральной рамой культиватора KPSP 8 улучшает копирование поверхности поля (рис. 2,3).



Рис. 2. Культиваторы для сплошной обработки почвы KPSP 8



Рис. 3. Культиваторы для сплошной обработки почвы KPSP 4

Прицепной культиватор. Со сцепкой СП-8 возможно создание тракторного гидрофицированного широкозахватного агрегата из двух культиваторов KPSP 4. Сцепка агрегируется с тракторами мощностью 150 л.с (табл. 2).

Таблица 2

Основные характеристики

Модель	Производительность, га/ч	Ширина захвата, м	Рабочая скорость, км/ч	Глубина, см	Мощность трактора, л.с.
KPSP 4	До 4.8	4	12	5–12	80
KPSP 8	6.4–9.6	8	8–12	5–12	150

ANTARES. Бороны дисковые модульные прицепные четырехрядные. Четырехрядные дисковые орудия серии ANTARES с шириной захвата 3 м, 4 м, 6 м и 8 м позволяют за один проход подготовить фон к посеву по технологии минимальной обработки почвы (рис. 4–7, табл. 3) [7].



Рис. 4. ANTARES 3x4



Рис. 5. ANTARES 4x4



Рис. 6. ANTARES 6x4



Рис. 7. ANTARES 8x4

Таблица 3

Основные характеристики

Модель	Ширина захвата, м	Рабочая скорость, км/ч	Производительность, га/ч	Глубина заделки, мм	Мощность трактора, л.с.
ANTARES 3×4	3.0	До 12	до 3.6	160	От 150
ANTARES 4×4	4.0	До 12	до 4.8	160	От 200
ANTARES 6×4	6.0	До 12	до 7.2	160	От 300
ANTARES 8×4	8.0	До 12	до 9.6	160	От 400

Агрегат почвообрабатывающий посевной полуприцепной АПП-7,2-02. Агрегат почвообрабатывающий посевной полуприцепной АПП-7,2-02 с плоскорежущими лапами предназначен для ухода за парами, предпосевной подготовки почвы, с рыхлителями – для рыхления почвы под зябь, обработки старопахотных земель и паров (рис. 8) [8]. Агрегат АПП-7,2-02 можно использовать на почвах всех земледельческих почвенно-климатических зон, кроме почв, засоренных камнями. Агрегат АПП-7,2-02 имеет переднюю, среднюю и боковые рамы, прицепное устройство, транспортные и опорные колеса, гидросистему для выглубления рабочих органов из почвы и перевода орудия в транспортное положение и обратно (табл. 4).



Рис. 8. Агрегат почвообрабатывающий посевной полуприцепной АПП-7,2-02

На передних и средних поперечных брусках рам установлены плоскорежущие лапы, на задних брусках – дисковые выравниватели.

На средней раме установлены три гидроцилиндра, один из которых соединен с кронштейном оси транспортных колес и служит для подъема агрегата, два других гидроцилиндра связаны с боковыми рамами и предназначены для складывания агрегата в транспортное положение. Катки двухрядные диаметром 450 и 240 мм присоединены к рамам тягами. Требуемая глубина обработки достигается переустановкой фиксирующих штырей в отверстиях кронштейнов над брусками опорных колес и над тягами прутковых катков. Для увеличения глубины обработки штыри переставляются на верхние ряды отверстий. Для максимального заглубления штыри опорных колес переставляются в любые отверстия кронштейнов под брус вилки опорных колес.

Таблица 4

Основные характеристики

Модель	Мощность трактора, л.с.	Рабочая скорость движения, км/ч	Рабочая ширина захвата, м	Средняя глубина обработки, см	Производительность за 1 ч основного времени, га
АПП-7,2-02	180	10.2	7.2	6.5	7.34

Культиватор полуприцепной «Степняк-5,6». Культиватор полуприцепной «Степняк-5,6» предназначен для обработки паров, предпосевной обработки почвы под яровые и озимые культуры, обработки полей после высокостебельных пропашных культур и трав, а также осенней обработки стерневых полей.

Культиватор «Степняк-5,6» предназначен для работы в районах с почвами, подверженными ветровой эрозии [9]. Культиватор имеет сборную рамную конструкцию и соединяется с трактором посредством сннца. Рама культиватора состоит из центральной и боковых секций (левой и правой), соединенных шарнирно с помощью осей. К секциям рамы приварены кронштейны для крепления: рабочих органов, гидроцилиндров подъема боковых секций, гидроцилиндра подъема транспортных колес, опорных колес и балок катков, а также гребенки регулировки глубины обработки. Рама культиватора и сница соединяются между собой осями. На снице установлен кронштейн для регулировки её наклона с помощью талрепа. К центральной секции рамы культиватора крепится труба механизма подъема транспортных колес. К трубе приварены кронштейны для установки гидроцилиндра и центральной тяги, а также балки, на которые устанавливаются транспортные колеса (рис. 9).



Рис. 9. Культиватор «Степняк-5,6»

На задней части рамы крепятся балки опорных катков, к ним присоединяются опорные катки, на трубы которых устанавливаются кронштейны крепления прикатывающих катков. Опорные катки прутковые диаметром 400 мм, прикатывающие – пластинча-

тые диаметром 300 мм. Катки имеют левую и правую закрутки прутков и пластин. На передней части рамы крепятся металлические опорные колеса. Рабочий орган культиватора состоит из стойки и стрелчатой лапы. Для крепления рабочего органа в кронштейны на раме культиватора используются установочный болт и срезной болт. Лапа крепится к стойке двумя лемешными болтами и предназначена для подрезания и рыхления почвы на заданную глубину обработки. Перемещением фиксаторов в гребенках опорных катков и колес устанавливается глубина обработки, выставляется горизонтальность рамы (табл. 5).

Таблица 5

Основные характеристики

Модель	Рабочая скорость движения, км/ч	Рабочая ширина захвата, м	Средняя глубина обработки, см	Производительность за 1 ч основного времени, га
«Степняк-5,6»	10.1	5.58	8.5	5.64

Таблица 6

Показатели технических характеристик культиваторов

Показатели	Значение показателей				
	предпосевная обработка почвы				
Культиватор	«Слобода»	KPSP 8	ANTARES 8x4	АПП-7,2-02	«Степняк-5,6»
Рекомендуемая мощность трактора, л.с.	80–100	150	400	180	165
Рабочая скорость движения, км/ч	11	10	11	10.2	10.1
Рабочая ширина захвата, м	4	8	8	7.2	5.58
Средняя глубина обработки, см	9	8.5	16	6.5	8.5
Производительность за 1 ч основного времени, га	4	8	9	7.34	5.64

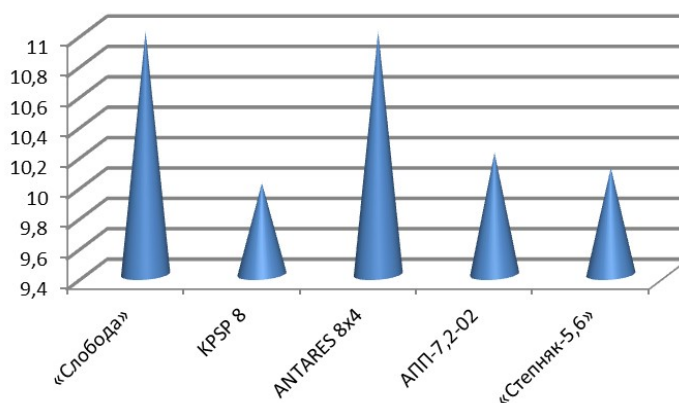


Рис. 10. Рабочая скорость культиваторов, км/ч

Анализ и обсуждение.

Анализ табл. 6 показывает следующее.

Исходя из полученных зависимостей, можно сделать следующие выводы: рабочие скорости всех рассматриваемых культиваторов находятся в одном диапазоне и отличаются незначительно, минимальная рабочая скорость наблюдается у культиватора KPSP 8 (10 км/ч), а максимальная рабочая скорость культиваторов «Слобода» и ANTARES 8x4 (11 км/ч) (рис. 10).

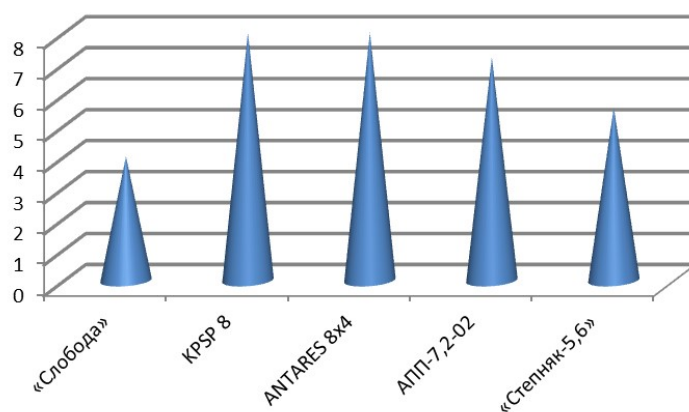


Рис. 11. Рабочая ширина захвата борон, м

Из рис. 11 следует, что минимальная ширина захвата у культиватора «Слобода» (4 м), а максимальная ширина захвата культиваторов KPSP 8 и ANTARES 8x4 (8 м).

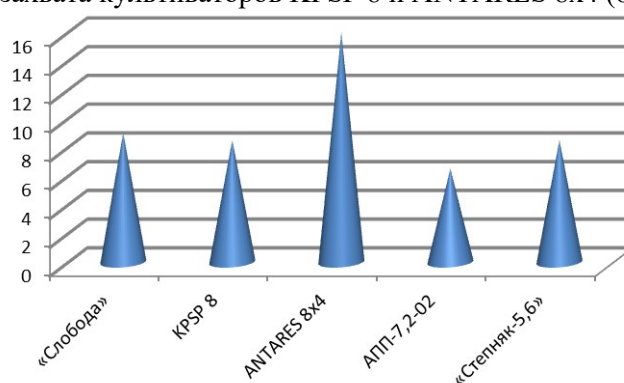


Рис. 12. Средняя глубина обработки почвы культиваторами, см

Средняя глубина обработки почвы—у всех рассматриваемых культиваторов такова: минимальная средняя глубина обработки—у культиватора АПП-7.2-02 (6.5 см), а максимальная средняя глубина обработки почвы—у культиватора ANTARES 8x4 (16 см) (рис. 12).

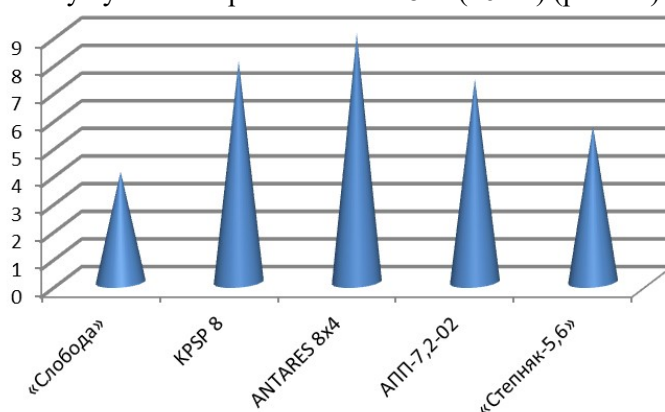


Рис. 13. Производительность культиваторов за 1 час основного времени, га

Из рис 13 видно, что производительность меньше у культиватора «Слобода» (4 га/ч), а выше—у культиватора ANTARES 8x4 (9 га/ч).

Выводы.

Производительность культиватора «Слобода» меньше в 2 раза производительности культиватора KPSP 8, при этом средняя глубина обработки почвы—у культиватора KPSP 8 меньше на 5.6%;

Производительность культиватора ANTARES 8x4 в сравнении с KPSP 8 выше на 11.1%, при этом средняя глубина обработки почвы–у культиватора KPSP 8 меньше на 46.9%;

Производительность культиватора ANTARES 8x4 в сравнении с культиватором АПП-7.2-02 выше на 18.4%, при этом средняя глубина обработки выше на 59.4%;

Производительность культиватора АПП-7.2-02 выше производительности культиватора «Степняк-5,6» на 23.2%, при этом средняя глубина обработки почвы–у культиватора АПП-7.2-02 меньше на 23.5%.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Демчук Е.В. Сошник для разноуровневого высева семян и удобрений // Современное научное знание в условиях системных изменений. Материалы Первой национальной научно-практической конференции. Омский государственный аграрный университет имени П.А. Столыпина, Тарский филиал. 2016. С. 200–202.
- [2] Рудницкий А.А. Преимущества и недостатки нулевой технологии возделывания зерновых культур// Новая наука: Теоретический и практический взгляд: международное научно-периодическое издание по итогам МНПК. 2016. № 117-2. С. 168–171.
- [3] Кобяков И.Д. Влияние формы дискового ножа на защемление материала// Тракторы и сельскохозяйственные машины. № 8. 2016. С. 22–26.
- [4] sloboda.pro/kultivator-serii-sloboda.
- [5] Падалыцин К.Д. Снижение энергозатрат и повышение качественных показателей поверхностной обработки почвы комбинированием рабочих органов культиватора: Дис... канд. техн. наук: Ставрополь, 2015. – 107 с.
- [6] agroprodazha.com/item/31-kultivatory-kpsp-n-4-i-kps-8-sploshnye.html.
- [7] shopelvorti.com/catalog/diskovye_borony/borona_diskovaya_modulnaya_pritsepnaya_skladnaya_bdmp_8kh4s.
- [8] Колосович Е.К., Корнеев Е.А., Голованов Д.А., Демчук Е.В. Сравнительный анализ технико-эксплуатационных характеристик культиваторов// Омский ГАУ. № 1(8). 2017. С. 1–10.
- [9] agrosrus.ru/catalog/obrabotka-pochvy/kultivatory/kultivatory-dlya-sploshnoy-obrabotki/kultivator-stepnyak-5-6/.

Дата поступления
30.11.2021

Уринов А.П. Культиваторларнинг технологик параметрларининг қийсий таҳлили

Аннотация. Культиваторлар тупроқ юзасига минимал ишлов беришда кенг қўлланилади. Ҳозирги вақтда маҳаллий ва хорижий ишлаб чиқаришдаги турли хил культиваторлар мавжуд бўлиб, улар муайян моделни танлашда маълум бир қийинчиликларни келтириб чиқаради. Ушбу мақолада мавжуд культиваторларнинг асосий параметрларининг қийсий таҳлили келтирилган. Тадқиқотнинг мақсади қишлоқ хўжалик экинларини ўғитлашга мос культиваторларнинг энг мақбул вариантини аниқлашдан иборат.

Калим сўзлар: культиватор; иш тезлиги; қамров кенглиги; ўртача чуқурлик; иш унумдорлиги.

A.P. Urinov. Comparative analysis of the main parameters of cultivators

Abstract: Cultivators are most widely used with minimal and surface tillage. Currently, there is a wide variety of cultivators, both domestic and foreign production, which creates certain difficulties when choosing a particular model. This article presents a comparative analysis of the main parameters of existing cultivators. The purpose of the study is to determine the most optimal variant of cultivators suitable for fertilizing agricultural crops.

Keywords: average depth; cultivator; productivity; working speed; working width.

К РАСЧЕТУ ПЛОСКОГО ТЕЛА С НАЧАЛЬНОЙ ТРЕЩИНОЙ

Адилов Ф.Ф.

*Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т.Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
E mail: mahzun86@mail.ru*

Аннотация: В данной статье представлен метод расчета тел с наличием изначальной трещины различной ориентации. Задача решена в условиях плоского напряженного состояния на основе метода разрывных смещений. Метод решения основан на использовании фундаментального решения Папковича–Нейбера. При численной реализации значения искоемых функций на каждом участке граничного элемента принимались постоянными. На основе построенных графиков определено влияние ориентации трещины на напряженное состояние тела.

Ключевые слова: напряжение; деформация; разрыв смещений; трещина.

Введение.

Реакция твёрдого тела на нагрузку проявляется в виде его деформации и (или) разрушения [1–3]. Явление разрушения частично связано с изучением микромеханизмов процесса разрушения, частично – с обоснованием критериев разрушения и другими предсказаниями на макроуровне. В последнем случае наибольший интерес возникает к такому параметру, как разрушающая нагрузка. Полный анализ с учётом несущей способности включает исследования возможности разрушения как без больших деформаций, так и с их учётом. В последнем случае критическая нагрузка может быть предельной по теории пластичности или же нагрузкой, вызывающей потерю устойчивости, определяемую исследованием деформированного состояния неразрушенного тела.

Во многих строительных элементах и деталях агрегатов имеются концентраторы напряжений, наличие которых обусловлено технологической необходимостью или которые возникли в процессе эксплуатации. Главным моментом при прочностном расчете элементов конструкций с такими ослаблениями является правильный выбор способа оценки их предельного состояния на основе имеющихся критериев прочности. Выбор критерия прочности применительно к расчету конкретного элемента конструкции зависит от многих факторов, наиболее важными из которых являются следующие: свойства материала данного элемента, способ нагружения, форма и размеры концентратора и др. В каждом конкретном случае может быть доминантой какой-либо один фактор или их комбинация.

Считается, что при определении предельного состояния элементов конструкций лейтмотивом для выбора критерия прочности является наличие или отсутствие остроконечного дефекта (трещины). Тогда при наличии трещины в теле в расчетах на прочность используются критерии прочности, основанные на моделировании механизма разрушения в соответствии с теорией механики трещин, а при отсутствии остроконечного дефекта в конструктивном элементе применяются классические и новые критерии прочности сплошного материала. В последнем случае не учитывается механизм образования и развития трещин. Существуют различные критерии прочности. Как правило, деформационный критерий считается не предпочтительным. Но при наличии начальных трещин возможно прослеживание его развития путем экспериментального мониторинга. Далее будет рассмотрено решение задачи в перемещениях.

В качестве первого приближения можно рассматривать концепцию хрупкого разрушения при наличии трещины в теле конструкции. В представленной статье на основе концепции хрупкого разрушения (линейная задача) рассмотрено напряженно-деформированное состояние континуума при наличии в нем начальной трещины (выреза). Предполагается состояние плоского напряженного состояния и рассматриваются сдвиги 1-го и 2-го типа в трещине, т.е. нормального отрыва и поперечного сдвига.

Метод решения.

Тип (вид) разрушения представляет собой геометрическую характеристику разрушения. По Ирвину, тип 1 характеризует симметричное раскрытие, при котором относительные перемещения противоположных берегов перпендикулярны поверхности трещины, в то время как типы 2 и 3 характеризуют антисимметричное разделение (тела на части) путём относительных сдвиговых перемещений, соответственно перпендикулярных и параллельных фронту трещины. Заметим, что часто рост трещины происходит по типу 1 или близкому к нему. Вероятно, именно этот тип разрушения наиболее соответствует интуитивным представлениям.

Учет трещин, трещиноватости породы, слоистость в большей части необходим при решении задач горной механики. Это дает возможность оценить возникновение опасных напряжений и разработать методы усиления данных конструкций.

При численном решении задач трещины моделируются в виде вырезов с малым раскрытием. Такой подход не дает полной картины напряженно-деформированного состояния, так как не учитываются силы сцепления, т.е. рассматривается задача с трещиной только I и II рода.

В самом общем случае напряжения и перемещения в малой окрестности линейной трещины можно выразить в полярной системе координат следующим образом:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{I}{\sqrt{2\pi r}} \sum_{\alpha} K_{\alpha} f_{ij}^{(\alpha)}(\theta) + o(1),$$
$$u_i(r, \theta) = \frac{\sqrt{r}}{\nu \sqrt{2\pi}} \sum_{\alpha} K_{\alpha} \varphi_i^{(\alpha)}(\theta) + o(r^{3/2}), \quad i, j = 1, 2, 3; \quad \alpha = I, II, III.$$

Коэффициенты интенсивности напряжений зависят от величины приложенной внешней нагрузки, размеров и геометрии тела, а также длины и формы трещины. Эти решения получены для трещины в бесконечном теле с приложенными к берегам силами (фундаментальные решения):

$$K_{\alpha} = \frac{1}{\sqrt{\pi l}} \int_{-l}^l p(\xi) \sqrt{\frac{l+\xi}{l-\xi}} d\xi.$$

В случае приложения постоянных напряжений коэффициенты интенсивности напряжений принимают следующий вид:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi l}, \quad K_{II} = \tau \sqrt{\pi l}, \quad K_{III} = \tau \sqrt{\pi l}.$$

Данный подход решения задачи в напряжениях применим при определении критического напряжения, когда возникает вероятность страгивания трещины. В перемещениях решение данным путем получить нельзя. В практических задачах возможным является определение величины критического раскрытия трещины экспериментально (с помощью установленных датчиков смещений). В данном случае удобнее получать решение задачи в перемещениях.

Одним из подходов при рассмотрении данного типа задач с одной или несколькими узкими щелеподобными вырезами и щелями удобно использовать метод граничных элементов в форме разрывных смещений [2]. Метод разрывных смещений очень удобен при рассмотрении задач с трещинами, так как использует фундаментальное решение, полученное на основе единичного разрыва в пространстве. В плоской постановке на его основе можно рассматривать трещины I и II рода, т.е. рассматриваются только трещины нормального отрыва и сдвига. Этот метод основан на аналитическом решении задачи о бесконечной плоскости, смещения в которой терпят постоянный разрыв. Физически разрыв смещений представляется как трещина, противоположные берега которой смещены друг относительно друга. Метод разрывных смещений основан на представлении, что непре-

равно распределенные вдоль трещины разрывы смещений можно заменить дискретной аппроксимацией.

Задача о постоянном перемещении трещин в конечном сечении плоскости x, y в плоскости бесконечной упругой связи определяется условием непрерывности смещения всюду, кроме рассматриваемого сечения. Можно выбрать отрезок так, чтобы он образовывал определенную часть оси x , например, пусть это будет $|x| \leq a, y = 0$.

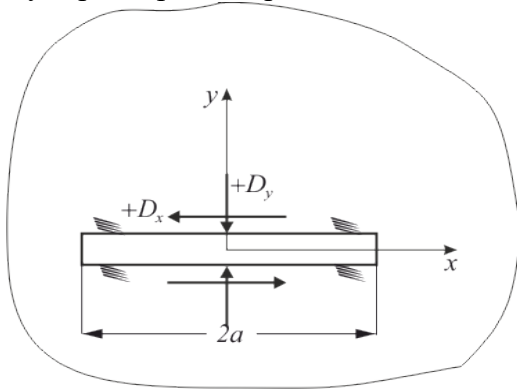


Рис. 1. Компоненты постоянного разрыва смещения

значение $D_i = (D_x, D_y)$.

Не останавливаясь на выводе формул, для постоянных элементов вдоль границы метод разрывных смещений имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} u_x &= D_x [2(1-\nu)f_{,y} - yf_{,xx}] + D_y [-(1-2\nu)f_{,x} - yf_{,xy}]; \\ u_y &= D_x [(1-2\nu)f_{,x} - yf_{,xy}] + D_y [2(1-\nu)f_{,y} - yf_{,yy}]; \\ \sigma_{xx} &= 2GD_x [2f_{,xy} + yf_{,xyy}] + 2GD_y [f_{,yy} + yf_{,yyy}]; \\ \sigma_{yy} &= 2GD_x [-yf_{,xyy}] + 2GD_y [f_{,yy} - yf_{,yyy}]; \\ \sigma_{xy} &= 2GD_x [f_{,yy} + yf_{,yyy}] + 2GD_y [-yf_{,xyy}]. \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь $D_{x,y}$ – разрыв смещений, определенный как разность смещений по обе стороны берега трещины. $D_i = u_i(x_1, 0_-) - u_i(x_1, 0_+)$;

$$\begin{aligned} f(x, y) &= -\frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[y \left(\arctg \frac{y}{x-a} - \arctg \frac{y}{x+a} \right) - \right. \\ &\quad \left. - (x-a) \ln \sqrt{(x-a)^2 + y^2} + (x+a) \ln \sqrt{(x+a)^2 + y^2} \right] \end{aligned} \quad (2)$$

где $f_{,x}, f_{,y}, f_{,xx}, f_{,xy}, \dots$ – производные функции (2) по x и (или) y .

Производные функции находятся простым дифференцированием и, к примеру, для третьих производных имеют вид

$$\begin{aligned} f_{,xyy} &= -f_{,xxx} = \frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[\frac{(x-a)^2 - y^2}{[(x-a)^2 + y^2]^2} - \frac{(x+a)^2 - y^2}{[(x+a)^2 + y^2]^2} \right] \\ f_{,yyy} &= -f_{,xxy} = \frac{2y}{4\pi(1-\nu)} \left[\frac{x-a}{[(x-a)^2 + y^2]^2} - \frac{x+a}{[(x+a)^2 + y^2]^2} \right] \end{aligned} \quad (3)$$

Постановка задачи.

Рассмотрим задачу о нагружении пластины с трещиной длиной $2a$, расположенной под углом α к горизонту (рис.2). Длина пластины – 10см, а ее высота – 5см.

Граничные условия заданы следующим образом:

$$\begin{aligned} u_y|_{y=0} &= u_y|_{y=h} = 0; \quad P_x|_{y=0} = P_x|_{y=h} = 0; \\ P_y|_{x=0} &= P_y|_{x=l} = 0; \quad P_x|_{x=0} = P_x|_{x=l} = P. \end{aligned}$$

Кинематические условия соответствуют шарнирному закреплению, боковые поверхности нагружены растягивающей силой P . В задаче заданы следующие физические

данные: $\nu = 0.3$, $E = 200 \text{ ГПа}$, $P_x = 1000 \text{ Н}$. Задача решалась в условиях плоского напряженного состояния (таблица).

Геометрические размеры и физические параметры материала

Размеры пластины				ν	E [ГПа]	P_x [кН]	Координаты трещин											
							$\varphi=0$				$\varphi=90^\circ$				$\varphi=14^\circ$			
x_1	y_1	x_2	y_2				x_1	y_1	x_2	y_2	x_1	y_1	x_2	y_2	x_1	y_1	x_2	y_2
0	0	10	5	0.3	200	1	3	2	7	2	3	2	3	3	3	2	7	3

Данная задача решается в локальной системе координат, которая вводится для каждого граничного элемента. Ее можно принять как естественную систему координат вдоль плоской кривой (в данном случае ломаной с прямыми углами). Выражаем напряжения и деформации на границе в виде этих локальных координат:

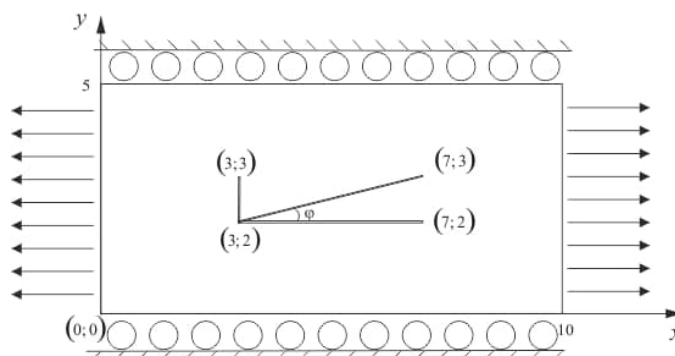


Рис. 2. Нагруженный образец с трещиной

$$\sigma_s^i = \sum_{j=1}^N A_{ss}^{ij} D_s^j + \sum_{j=1}^N A_{sn}^{ij} D_n^j; \quad i = \text{от } 1 \text{ до } N \quad (4)$$

$$\sigma_n^i = \sum_{j=1}^N A_{ns}^{ij} D_s^j + \sum_{j=1}^N A_{nn}^{ij} D_n^j;$$

$$u_s^i = \sum_{j=1}^N B_{ss}^{ij} D_s^j + \sum_{j=1}^N B_{sn}^{ij} D_n^j; \quad i = \text{от } 1 \text{ до } N \quad (5)$$

$$u_n^i = \sum_{j=1}^N B_{ns}^{ij} D_s^j + \sum_{j=1}^N B_{nn}^{ij} D_n^j,$$

где A_{ss}^{ij} , ..., B_{ss}^{ij} , ... – граничные коэффициенты влияния, соответственно, для напряжения и смещения.

В общем случае, если значения напряжения σ_s^i и σ_n^i заданы для каждого элемента как трещины, так и внешней границы, то из выражения (4) мы получим систему $2N$ неизвестных линейных уравнений относительно D_s^i и D_n^i ($i = 1, \dots, N$) элементарных разрывов смещений. Решая эту систему уравнений численно методом Гаусса, мы определяем неизвестные D_s^i и D_n^i [1]. При этом нужно понимать, что величины разрыва смещений являются фиктивными величинами для внешней границы.

Полученные решения в виде графиков изолиний приведены на рис.3–6. На раскрытие трещины во многом влияют значения нормальных и касательных напряжений.

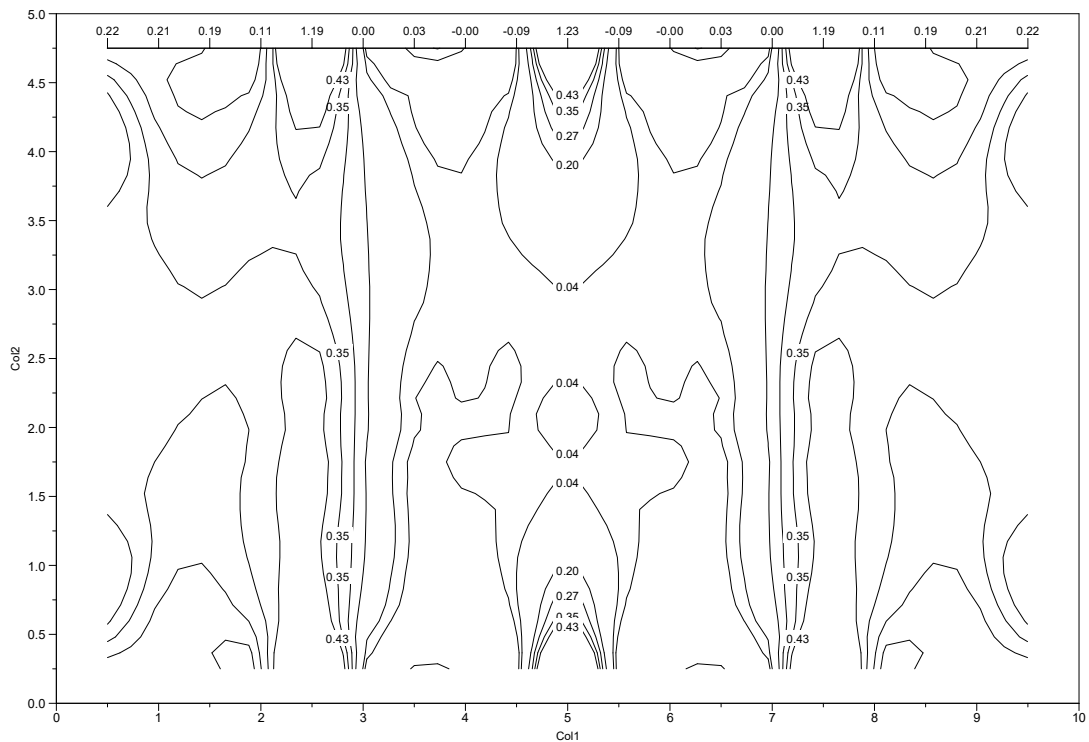


Рис.3. Компоненты напряжений σ_{yy} (МПа)
(нормальные напряжения для берегов трещины – трещина горизонтальная)

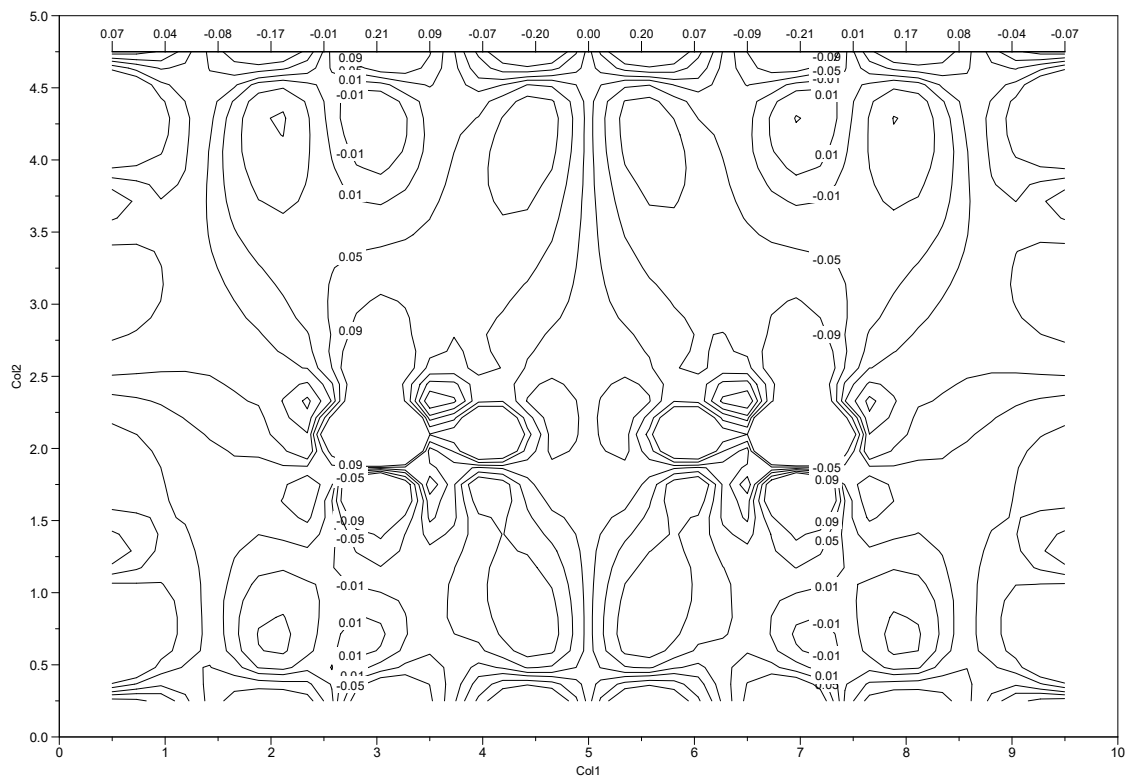


Рис. 4. Компоненты напряжений σ_{xy} (МПа) (сдвиг – трещина горизонтальная)

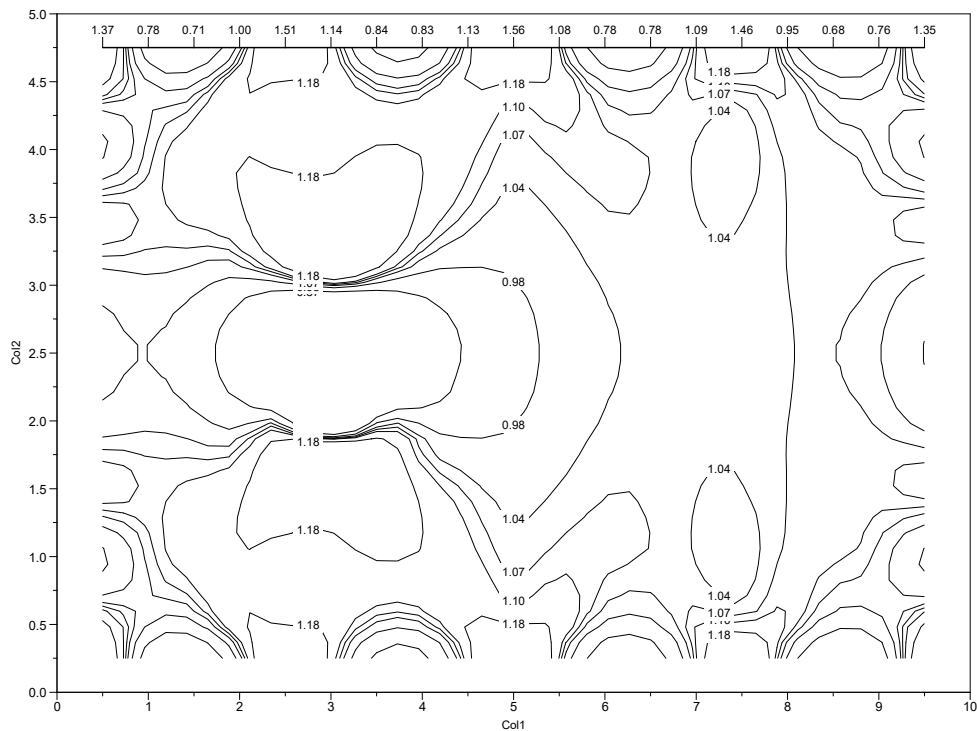


Рис. 5. Компоненты напряжений σ_{yy}
(нормальные напряжения для берегов трещины – трещина вертикальная)

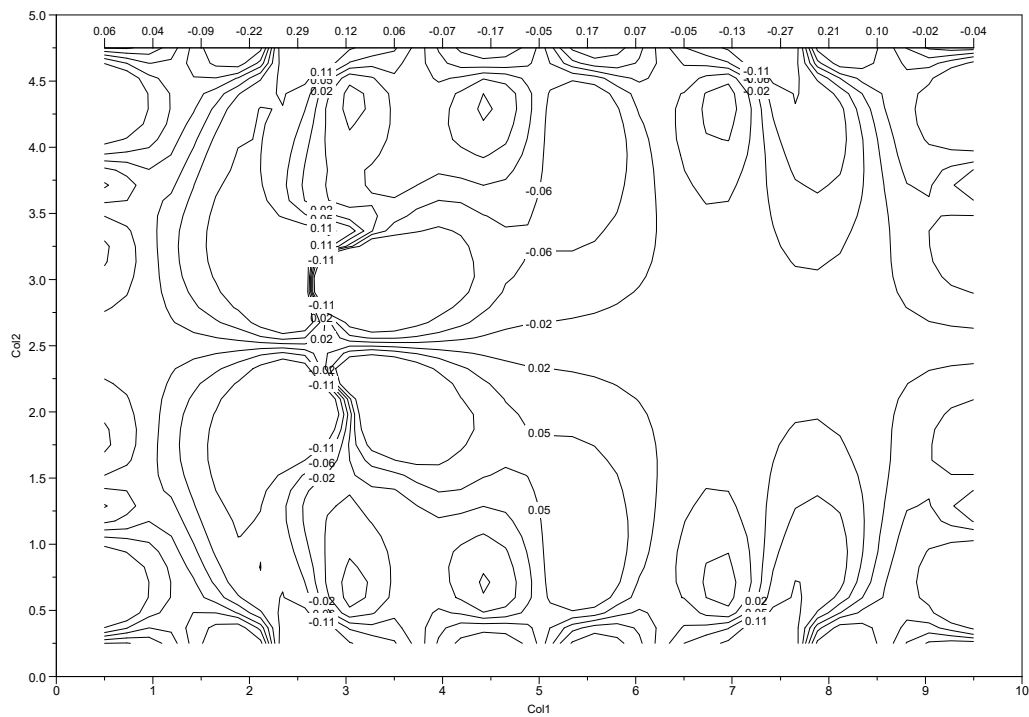


Рис. 6. Компоненты напряжений σ_{xy} (КПа) (сдвиг – трещина вертикальная)

Наличие трещин, разрезов, концентраторов напряжений требуют их учета в расчетах и разработку методов их укрепления в целях недопущения их развития, приводящих к коллапсу конструкции. Разработанные технологии подразумевают установление приспособлений в различных сечениях ослабленного концентраторами напряжений тела. Рассмотрим изменения интенсивности напряжений вдоль горизонтальной плоскости на участках ниже и выше представленной трещины (рис. 7–8). Эти данные дают необходимую информацию о возможных методах укрепления конструкции.

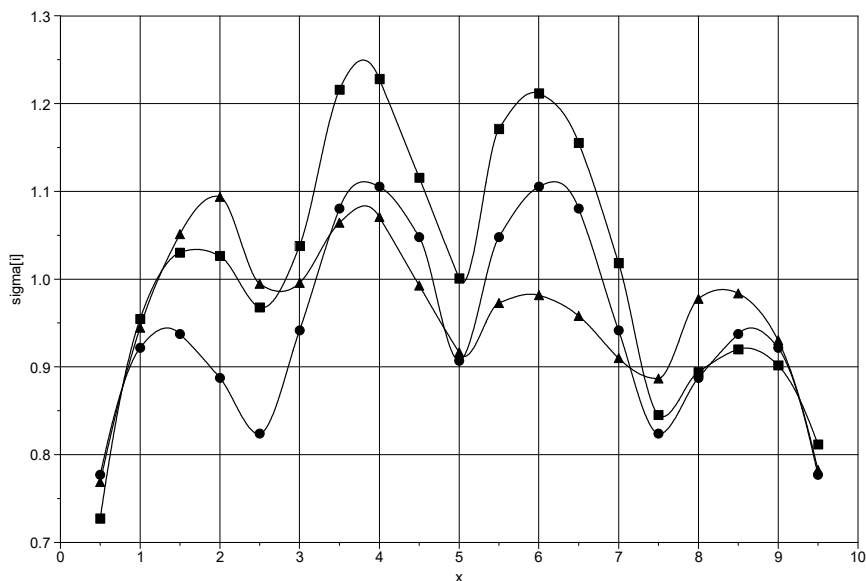


Рис. 7. Интенсивность напряжений при $y=1$:
 ● — $\varphi=0^\circ$; ▲ — $\varphi=90^\circ$; ■ — $\varphi=14^\circ$

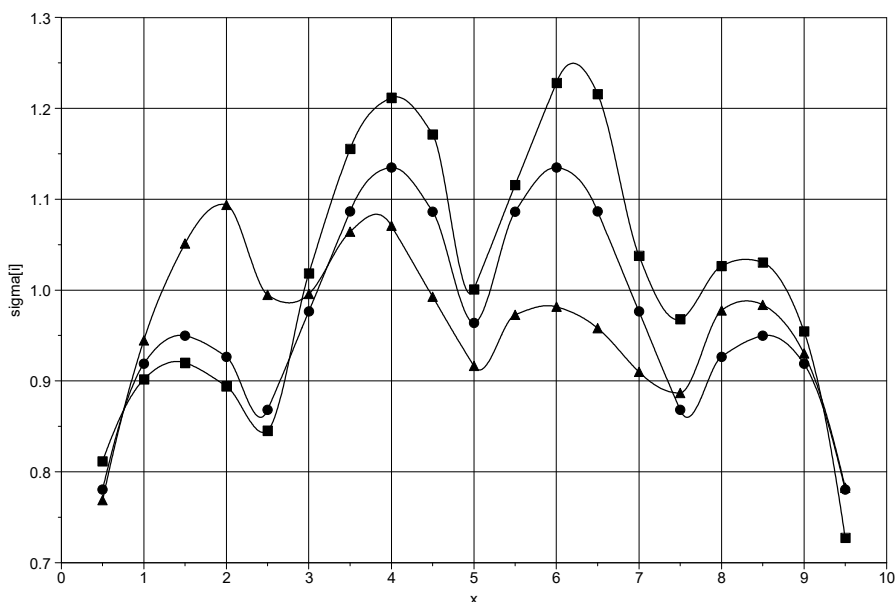


Рис. 8. Интенсивность напряжений при $y=4$:
 ● — $\varphi=0^\circ$; ▲ — $\varphi=90^\circ$; ■ — $\varphi=14^\circ$

Заключение.

По результатам расчета можно определить степень зависимости развития трещины 1- и 2-го рода в зависимости от ее ориентации трещины. При горизонтальном расположении выреза развитие трещины 2-го рода преобладает, при вертикальном — ситуация обратная. При наклонном расположении трещины в выбранном диапазоне вероятность страгивания ее является равновероятной.

При выборе укрепления трещины приведены изменения интенсивности напряжений на 2 горизонтальных участках пластины. Согласно графикам, величина интенсивности напряжений при угловом расположении выреза (при данных граничных условиях) больше, чем при горизонтальном и вертикальном расположении. Это свидетельствует о том, что при энергетической оценке возможности страгивания трещины именно при таком расположении возможно возникновение разрушения (в условиях линейной модели). При таком расположении трещины первоначально необходимо укреплять конструкцию.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Демидович Б.П., Марон И.А. Основы вычислительной математики. М.: Наука, 1966. –664 с.
[2] Крауч С., Старфилд А. Методы граничных элементов в механике твердого тела. М.: Мир, 1987. –328 с.
[3] Партон В.З. Механика разрушения: От теории к практике. М.: Наука, 1990. –240 с.

Дата поступления
29.11.2021

Адилов Ф.Ф. Дастлабки ёриққа эга бўлган текис жисмни ҳисоблаш.

Аннотация: Ушбу мақолада турли йўналишдаги дастлабки ёриққа эга бўлган жисмлардаги кучланишларни ҳисоблаш усули келтирилган. Масала ёриқнинг силжиши усулидан фойдаланиб текис кучланганлик ҳолатига ечилган. Масалани ечиш усули Папкович–Нейбернинг фундаментал ечимидан фойдаланишига асосланган. Сонли ечишда қидирилаётган функциянинг қийматларини чегаравий элементнинг ҳар бир бўлагида ўзгармас деб қабул қилинди. Қурилган графикларга асосланиб жисмнинг кучланганлик ҳолатига ёриқ йўналишининг таъсири аниқланган.

Калим сўзлар: кучланиш; деформация; ёриқ четларининг силжиши; ёриқ.

Adilov F.F. To calculation of a plane body with an initial crack.

Abstract: This paper presents a method for calculating bodies with the presence of an initial crack of various orientations. The problem is solved under conditions of a plane stress state on the basis of the method of discontinuous displacements. The solution method is based on the use of the fundamental Papkovitch–Neuber solution. In the numerical implementation, the values of the sought functions at each section of the boundary element were taken to be constant. On the basis of the plotted graphs, the influence of the orientation of the crack on the stress state of the body is determined.

Keywords: stress; deformation; displacement rupture; crack.

УДК 539.3

КОЛЕБАНИЯ СТЕРЖНЯ С КИНЕМАТИЧЕСКИМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ ОТ НАКОНЕЧНИКА

Ж.Э. Турдибеков

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т.Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
E-mail: javlonbek.turdibekov9@gmail.com

Аннотация: В статье рассмотрено решение задачи о продольных колебаниях круглого упругого жесткого заземленного стержня при кинематическом возбуждении свободного конца. Рассмотрены результаты решения задачи, полученные с учетом и без учета инерции вращения тела. Раскрыта научная значимость рассматриваемых в данной статье и применяемых для ее решения численных методов. Обосновано, что применение метода конечных разностей дает основание для решения задач такого рода.

Ключевые слова: стержень, численные методы, кинематическое возбуждение, напряжения.

Введение.

Простейшие элементы или компоненты конструкций обычно состоят из оболочек, пластин и стержней. Стержни с круговым поперечным сечением также относятся к числу таких элементов и являются основным элементом многих конструкций. Продольные колебания упругих стержней часто изучались на основе аналитических решений [1, 2]. Рассмотрим количественное исследование продольных колебаний стержней, а также распространение вдоль стержня продольных волн, возникающих от кинематического удара, нанесенного на конец упругого стержня радиуса r .

Материалы и методы.

Продольные колебания круговых упругих стержней в большинстве случаев исследовались на основе аналитических решений [3–10]. Поэтому вопрос численного исследования проблем продольных колебаний стержней приобретает в последнее время большое научное и практическое значение.

Постановка задачи.

Предположим, что поверхность стержня длиной l свободна от нагрузок, один конец свободен, а другой прикреплен к прокладке. Пусть на свободный ($z=0$) конец стержня приложена продольная кинематическая нагрузка $U(z,t) = \varphi(t) = \mu A \sin \frac{\pi t}{t_1}$ вдоль стержня, где t_1 – время действия нагрузки; A – амплитуда.

При колебании стержня с кинематическим возбуждением от наконечника требуется определить состояние растяжения–сжатия стержня, возникающее при воздействии этой нагрузки.

Для решения задачи воспользуемся классическим уравнением продольных колебаний упругого стержня кругового сечения в цилиндрических координатах [1–5]

$$\rho\mu^{-1}\left(\frac{\partial^2 U_z}{\partial t^2}\right) - E \frac{\partial^2 U_z}{\partial z^2} = 0, \quad (1)$$

где $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$; ν – коэффициент Ляме и коэффициент Пуассона соответственно.

начальные условия:

$$U(z,t)|_{t=0} = 0 \quad \text{и} \quad \frac{\partial U(z,t)}{\partial t}|_{t=0} = 0, \quad (2)$$

граничные условия:

$$\begin{aligned} U(z,t)|_{z=0} &= \varphi(t), \\ U(z,t)|_{z=l} &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Примем следующие параметры при решении задачи: $t = 60$ с, $\nu = 0.3$, $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па, $\rho = 7850$, $l = 50$ см.

Используем метод конечных разностей для решения задачи. Для этого разделим стержень вдоль высоты на части с шагом h , по времени зададим шаг τ :

$$D_k = \{z_k = k \cdot h, \quad k = 0, \pm 1, \pm 2, \dots, \pm N, \quad h > 0, \quad t_i = i \cdot \tau, \quad i = 0, M, \quad \tau > 0\}$$

$$\begin{aligned} z_k &= z_0 + k \cdot h, & h &= \frac{l}{N}, & \bar{k} &= 0.09, \\ t_i &= t_0 + i \cdot \tau, & \tau &= \bar{k} \frac{h}{a}, & 0 < \bar{k} < 1. \end{aligned}$$

Опишем алгоритм расчета продольного колебания упругого стержня (1) методом конечных разностей. Определим рекуррентную формулу так же, как и ранее:

$$U_k^{i+1} = \alpha^2 U_{k+1}^i + (1 - \alpha^2) [2U_k^i - U_{k-1}^i], \quad (4)$$

где $\alpha^2 = \frac{c^2 \tau^2}{h^2}$.

Начальные условия запишутся в следующем виде:

$$U(z,t)|_{t=0} = 0, \quad U_k^0 = 0,$$

$$\frac{\partial U(z,0)}{\partial t} = 0 \Rightarrow \frac{U_k^1 - U_k^0}{\tau} = 0 \Rightarrow U_k^1 = U_k^0 = 0, \quad (k = 0, \pm 1, \pm 2, \dots, \pm N); \quad (5)$$

граничные условия:

$$\begin{aligned} U(z,t)|_{z=0} &= \varphi(t), & U_0^i &= \varphi^i & (i = 0, M), \\ U(z,t)|_{z=l} &= 0, & U_i^i &= 0 & (i = 0, M). \end{aligned} \quad (6)$$

Получим также решение этой задачи с учетом инерции вращения. Для этого используем следующее уравнение в качестве основного уравнения колебания:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial t^2} - \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} + \frac{a_3}{8} \frac{\partial^4 U}{\partial t^2 \partial z^2} = 0, \quad (7)$$

$$\text{где } a_3 = \frac{7q_l^2}{2q_l(1+\nu)} \frac{q_l + 4}{\mu}, \quad q_l = \frac{\lambda + \mu}{\mu}.$$

После некоторых упрощений этого уравнения с использованием метода конечных разностей получаем рекуррентную формулу [5]. Здесь третья часть учитывает инерцию вращения в процессе вибрации поперечных сечений стержня при следующих условиях:

$$U_{i+1}^{n+1} + m_k U_i^{i+1} + n_k U_{i-1}^{n+1} = f_k,$$

где

$$m_k = \frac{\left[\frac{1}{\tau^2} + \frac{2\gamma}{\Delta^2} - \frac{a_3(1-2\gamma)}{4\Delta^2\tau^2} \right]}{a_k}, \quad a_k = \left[-\frac{\gamma}{\Delta^2} + \frac{a_3(1-2\gamma)}{8\Delta^2\tau^2} \right], \quad n_k = 1, \quad (8)$$

$$f_k = \frac{1}{a_k} \left[\frac{1}{\tau^2} (2U_i^n - U_i^{n-1}) + \frac{\eta}{\Delta^2} (U_{i+1}^{n-1} - 2U_i^{n-1} + U_{i-1}^{n-1}) - \frac{a_3(1-2\gamma)}{8\Delta^2\tau^2} (U_{i+1}^{n-1} - 2U_i^{n-1} + U_{i-1}^{n-1}) \right].$$

Как очевидно из (7), несмотря на то, что уравнение имеет четвертый порядок, его порядок по координатам и времени не превосходит второго. Поэтому и в данном случае начальное и конечное условия задачи будут состоять из условий (5) и (6).

Результаты.

На основании расчетов результаты, полученные для классического уравнения (1) U_z – перемещения и σ_{zz} – напряжений, представлены в виде графиков на рис. 1–2. Результаты, полученные на основе уточнённого уравнения (7), представлены на рис. 3–5 в виде зависимых от времени и координат графиков перемещений U_z .

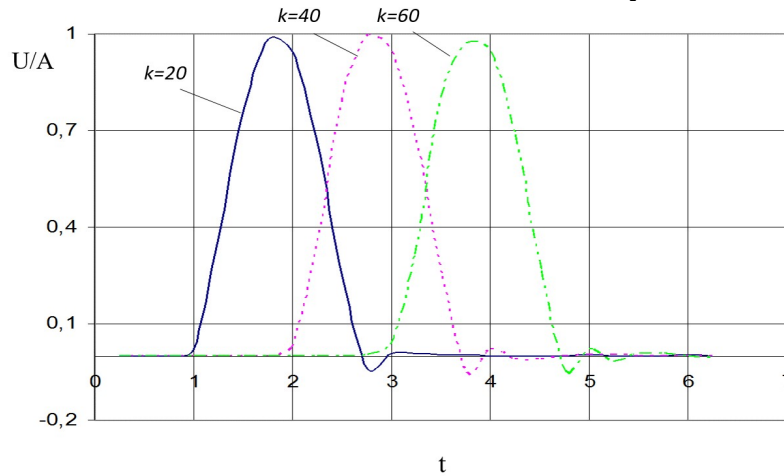


Рис. 1. Изменение во времени перемещения в различных сечениях стержня

Из рис. 1 видно, что:

максимальное значение амплитуды продольных перемещений, соответствующих точкам $k=20, 40, 60$ в поперечном сечении круглого упругого стержня, кинетически возбуждаемых от свободного конца, не превышает единицы (амплитуды задаваемого кинематического возбуждения);

перемещения на разных участках достигают своих максимальных значений в разное время в зависимости от условий участков.

Например, если продольное смещение точки в сечении $k = 20$ достигает своего максимального значения в момент времени $t = 1,8$, продольное смещение точки в сечении $k=60$ достигает своего максимального значения в момент времени $t = 3,8$. Следовательно, чем дальше рассматриваемое сечение от свободного конца стержня, тем позже продоль-

ное перемещение рассматриваемой точки сечения острия достигает максимального значения.

Перемещение точек участков круглого упругого стержня характеризуется очень быстрым угасанием.

Например, на участке $k = 20$ колебания перемещения происходят только в промежутке времени, после которого колебания на этом участке практически отсутствуют.

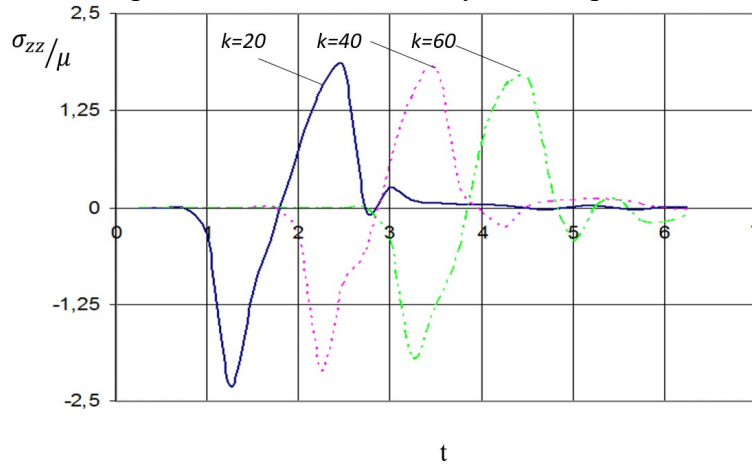


Рис 2. Изменение во времени напряжений в различных сечениях стержня.

На рис. 2 показано что:

изменение во времени напряжений на различных участках стержня, кинематически возбуждаемых от свободного конца, происходит по синусоидальным законам;

нормальные напряжения в секциях стержня, кинематически подвешенных к свободному концу, соответствующих точкам $k = 20, 40, 60$ сетки, исчисляются во времени. Например, максимальная амплитуда напряжения на участке $k = 20$ составляет около 1,8, а амплитуда на участке $k = 60$ – около 1,65. Следовательно, нормальное напряжение снижается примерно на 19% с $k = 20$ сокращений до $k = 60$;

напряжения на различных участках стержня имеют достаточную амплитуду только в начальный период времени, когда продольная волна достигает этих участков, и это условие возникает в течение периода, равного одному периоду колебаний, и очень быстро угасает с последующим увеличением времени.

Анализ.

Рассмотрим графики перемещений под действием кинематического возбуждения на свободном конце в различных сечениях стержня.

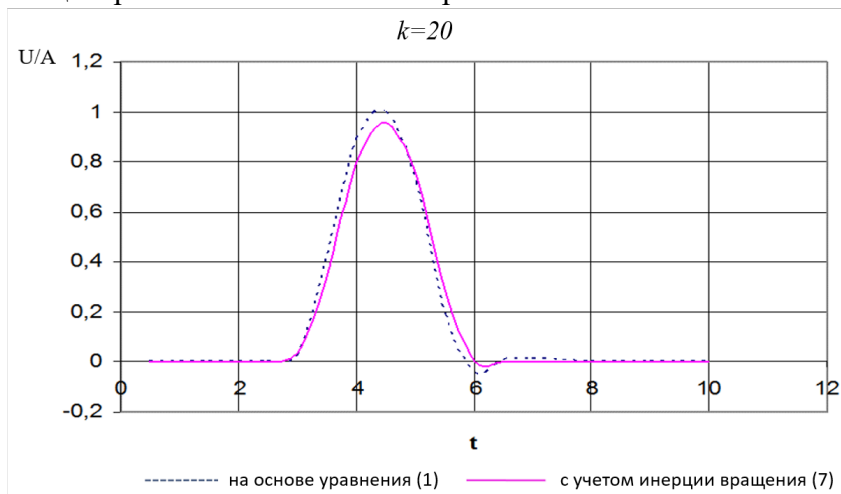


Рис.3. Изменение перемещения во времени в сечении стержня с кинематическим возбуждением, соответствующее $k = 20$

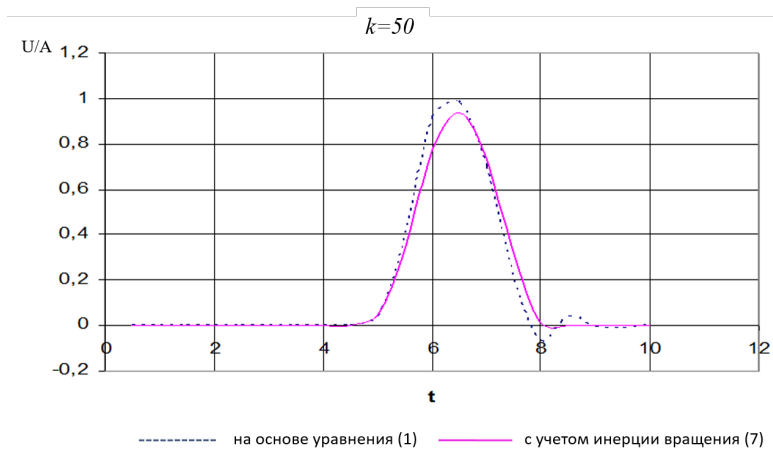


Рис.4. Изменение перемещения во времени в сечении стержня с кинематическим возбуждением, соответствующее $k = 50$

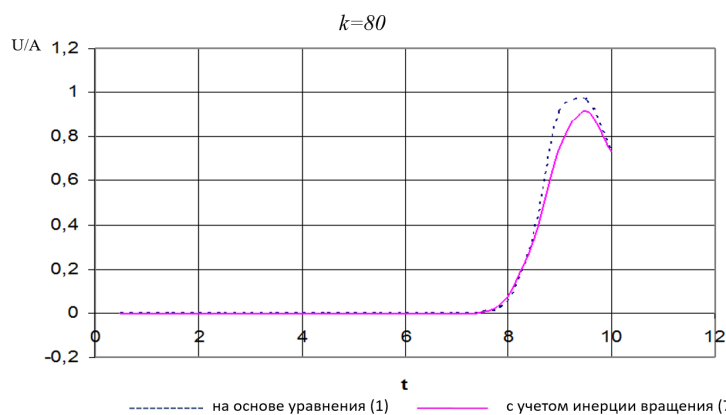


Рис.5. Изменение перемещения во времени в сечении стержня с кинематическим возбуждением, соответствующее $k = 80$

Из графиков (рис. 3–5) можно сделать следующие выводы:

влияние инерции вращения на амплитуду перемещения растет по мере удаления от конца круглого упругого стержня;

изменение напряжений в различных сечениях круглого упругого стержня, кинематически возбуждённого от свободного конца, рассчитанных на основе уравнения (7), также происходит по синусоидальному закону, как и в случае уравнения (1).

Заключение.

Продольные колебания круглого жестко защемленного упругого стержня с кинематическим возбуждением на свободном конце были численно исследованы на основе уравнений (1) и (7), построены соответствующие графики при различных значениях k . Нормальные напряжения в сечениях круглого упругого стержня, соответствующих точкам $k=20,40,60$ сетки, с течением времени приобретают затухающий характер. Например, при наибольшей амплитуде напряжения в сечении $k=20$, равной примерно 1.8, значение амплитуды в сечении $k=60$ будет примерно равно 1.65. Следовательно, нормальное напряжение уменьшается примерно на 19% при изменении сечения от $k=20$ до $k=60$.

Отсюда следует, что:

- [1] влияние вращательной инерции вызывает постепенное затухание возбуждений как по координатам, так и по времени для упругого тела;
- [2] влияние инерции вращения в поперечных сечениях на перемещения и напряжения приводит к значительному (до 20%) уменьшению амплитуд их колебаний.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Худойназаров Х.Х. Нестационарное взаимодействие цилиндрических оболочек и стержней с деформируемой средой. Ташкент. Изд-во мед. литер., 2003. –325с.
- [2] Филиппов И.Г., Худойназаров Х.Х. Уточнение уравнений продольно-радиальных колебаний круговой цилиндрической вязкоупругой оболочки //Прикладная механика. 1990. №2. С.– 63.
- [3] Петренко М.П. Волны напряжений при продольных колебаниях стержней переменной толщины//Изв.АН.РФ..Отд.техн.н. механика и машиностр. 1960. №5. С.160–161.
- [4] Петренко М.П. К расширению теории продольных колебаний прямолинейного стержня// Изв. Киевс. политехн. ин-та.1961. № 31.С. 61–72.
- [5] Формалёв В.Ф., Ревизников Д.Л. Численные методы. М: Физматлит публ., 2004. – 400 с.
- [6] Болотин В. В. Современные направления в области динамики пластин и оболочек // Теория пластин и оболочек. Киев: Наукова. думка, 1962. С. 16–32.
- [7] Вестяк А. В., Гориков А. Г., Тарлаковский Д.В. Нестационарное взаимодействие деформируемых тел с окружающей средой // Итоги науки и техники. Сер.: Механика деформируемого. твердого тела. М.: ВИНТИ, 1983. Т. 15. С. 69 – 148.
- [8] Григолюк Э.И., Гориков А.Г. Взаимодействие упругих конструкций с жидкостью. Удар и погружение. Л.: Судостроение, 1976. – 200 с.
- [9] Григолюк Э.И., Селезов И.Т. Неклассические теории колебаний стержней, пластин и оболочек // Итоги науки и техники. Сер. “Механика твердого деформированного. Тела”. М.: ВИНТИ, 1973. Т.5. – 272 с.
- [10] Гринченко В.Т., Мелешко В.В. Гармонические колебания и волны в упругих телах. Киев: Наукова. думка, 1981. – 283 с.

Дата поступления
29.11.2021

Ж.Э. Турдибеков. Учидан кинематик қўзғатилган стерженнинг тебранишлари.

Аннотация: Бир учи қистириб маҳкамланган, эркин учидан кинематик қўзғатилган доиравий эластик стерженнинг бўйлама тебранишлари классик тенглама асосида сонли ечилди ва бўйлама тебранишлари ҳақидаги масалани айланиш инерциясини ҳисобга олган ҳолда аниқлаштирилган тенглама асосида сонли тадқиқ этилди. Ушбу мақолада кўриб чиқилган ва уни ҳал қилиш учун ишлатиладиган сонли усулларнинг илмий аҳамияти шундан иборатки, уни ҳал қилиш учун сонли фарқ усулидан фойдаланиш ушбу турдаги муаммоларни ҳал қилиш учун асос яратади

Калит сўзлар: стержень; сонли усуллар; кинематик қўзғалиш; кучланиш.

J.E. Turdibekov. Vibrations of a kinematically excited rod from the end.

Abstract: The longitudinal oscillations of the free-end kinematic induced circle elastic rod, fixed at one end tightened, were finite solved on the basis of the classical equation, and the issue of longitudinal oscillations was investigated on the basis of the equation determined taking into account the inertia of rotation. The scientific significance of the numerical methods considered in this paper and used for its solution lies in the fact that the use of the finite difference method for its solution provides a basis for solving problems of this kind

Keywords: rod; numerical methods; kinematic excitation; stress.

**УКАЗАТЕЛЬ СТАТЕЙ И СООБЩЕНИЙ, ОПУБЛИКОВАННЫХ
В УЗБЕКСКОМ ЖУРНАЛЕ «ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ» В 2021 Г.**

	Номер журнала
Абдурахимов А., Холиков Д. Исследование режимов работы химического реактора с неоднородным кипящим слоем.....	2
Абдусаттаров А., Исомиддинов А.И., Рузиева Н.Б. Упругопластический расчет тонкостенных стержней при переменном нагружении с учетом повреждаемости.....	2
Адилов Ф.Ф. К расчету плоского тела с начальной трещиной.....	4
Адилов Ф.Ф., Абиров Р.А. О разрешимости интегрального уравнения в теории пластичности.....	1
Акбаров Н.А., Хамидов С.С. Численное моделирование нелинейных волновых процессов в составных трубчатых стержнях.....	2
Аннакулова Г.К., Астанов Б.Ж., Саидов С.А. Математическая модель вертикальных колебаний остова пустынного трактора.....	3
Байманов К.И., Шаниязов Г.Т. О методах вычисления стока речных наносов.....	4
Баратов Н.Б. Теоретико-экспериментальное исследование движения оболочкового шпинделя со структурно-свободным стержнем.....	2
Бахадиров Г.А., Носиров М.И. Определение рациональных параметров транспортирующего механизма многооперационной валковой машины.....	4
Бахадиров Г.А., Хусанов К., Мусиров М.У. Колебания и прогиб ножевых валов разводных машин.....	3
Бахадиров Г.А., Цой Г.Н. Механическая обработка многослойных мокрых кожевенных полуфабрикатов.....	2
Буриев А.Т. Нестационарное колебание грунтовой плотины с жестким основанием.....	2
К 70 - летию Хужаева Исматуллы Кушаевича.....	1
К авторам.....	1
Ким В.А. Вынужденные колебания дробного осциллятора ДUFFинга.....	3
Кышанов Р.У. Оценка влияния силы инерции в задачах сейсмомодинамики подземных трубопроводов.....	1
Логинов П.В. Переменные модули деформации суглинков и их определение.....	2
Маликов З.М., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А., Маликов Б.З. Влияние массовой концентрации хлопка на эффективность пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины.....	1
Маликов З.М., Мадалиев М.Э., Наврузов Д.П., Курбанова Н.У. Исследование влияния расчетной сетки для турбулентного потока.....	4
Маликов З.М., Наврузов Д.П. Сравнение турбулентных моделей для расчета осесимметричной затопленной струи.....	1
Мамадалиев Н., Джалилова Т.А., Атабаев К. Исследование влияния характеристик частиц на параметры ударно-волновых процессов пробоя стенки космических аппаратов.....	3
Мардонов Б.М. К определению параметров сил взаимодействия водонасыщенного грунта с трубопроводом при сдвиговых колебаниях.....	2
Мардонов Б.М., Байбулатов Х.А., Бердибаев М.Ж. Расчет балочных автодорожных мостов на сейсмические нагрузки с учетом взаимодействия опор с грунтом.....	2
Мардонов Б.М., Нишонов Н.А., Бердибаев М.Ж. Расчет двухпролетного автодорожного балочного моста на воздействие сейсмической волны.....	4
Матчанов Р.Д., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А. Анализ сменной производительности комбинированной хлопкоуборочной машины МХ-1,8 ГВ.....	3
Матчанов Р.Д., Ризаев А.А., Худайкулиев Р.Р. Некоторые кинематические параметры хлопкоуборочной машины при разовом сборе хлопка.....	1
Мирзаев И., Шермухамедов У.З., Каримова А.Б. Результаты расчетов монолитного теплотпровода, строящегося в Узбекистане, по записям реальных землетрясений.....	4
Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А., Эргашев И.О., Жамолова Л.Ю. Расчет верхнего бруса пильного джина на изгиб.....	2

Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А., Эргашев И.О., Жамолова Л.Ю., Мухаммадиев Т.Д. Теоретико-экспериментальное исследование изгиба колосника от установки вставки.....	4
Ризаев А.А., Алимова Д.Б. Кинематика сателлитов эпи - и гипоциклического планетарного механизма для привода шпинделей уборочного аппарата	3
Сагдиев Х.С., Ювмитов А.С., Тешабоев З.Р., Галиаскаров В.А., Шерниёзов Х.О., Мирзакабилов Б.Н., Собиров З.Ж. Оценка сейсмической безопасности зданий дошкольных образовательных учреждений города Ташкента и рекомендации по их дальнейшей эксплуатации.....	2
Султанов К.С. Пределы применимости законов взаимодействия подземных трубопроводов с грунтом.....	3
Султанов К.С. Сравнительный анализ теории сейсмостойкости подземных трубопроводов.....	1
Тошболтаев М., Худайкулиев Р., Холиков Б. Исследование вынужденных и свободных колебаний двухосного тракторного прицепа при торможении.....	3
Турдалиев В.М., Комилов С.Р., Абдухалилова М.Г. Кинематический анализ цепной передачи с переменным межосевым расстоянием.....	2
Турдибеков Ж.Э. Колебания стержня с кинематическим возбуждением от наконечника.....	4
Умархонов С.И., Норматов Ш.И., Хайдарова О.М. Расчет грунтовых плотин при сейсмических воздействиях.....	4
Уринов А.П. Сравнительный анализ основных параметров культиваторов.....	4
Усаров М.К., Усаров Д.М. Изгиб и колебания трехслойных пластин с толстым сжимаемым заполнителем.....	1
Усаров М.К., Усаров Д.М., Усанов Ф.А., Курбанбаев М.Ш. Вынужденные сдвиговые колебания пластинчатых сооружений.....	4
Хужаёров Б.Х., Файзиев Б.М., Бегматов Т.И. Составление и численный анализ модели фильтрации однокомпонентной суспензии с учетом динамических факторов.....	4
Хасанов А.З., Хасанов З.А., Курбанов Б., Набиева Н.А., Тошмукумов Б.Ж. Расчёт устойчивости и предельной нагрузки грунтового полотна.....	1
Хужаев И.К., Ахмаджонов С.С., Аминов Х.Х. Применение метода характеристик для решения задачи об элементарном участке газопровода при истечении газа из его конца в окружающую среду	1
Хуррамов Ш.Р., Бахадиров Г.А., Абдукаримов А. Основы теории контактного взаимодействия в двухвалковых модулях.....	3
Хусанов Б.Э., Рихсиева Б.Б. Одномерные цилиндрические сдвиговые волны в упругой и упругопластической среде.....	1

СОДЕРЖАНИЕ

Б.М. Мардонов, Н.А. Нишонов, М.Ж. Бердибаев. Расчет двухпролетного автодорожного балочного моста на воздействие сейсмической волны.....	3
М.К. Усаров, Д.М. Усаров, Ф.А. Усанов, М.Ш. Курбанбаев. Вынужденные сдвиговые колебания пластинчатых сооружений.....	12
И. Мирзаев, У.З. Шермухамедов, А.Б. Каримова. Результаты расчетов монолитного путепровода, строящегося в Узбекистане, по записям реальных землетрясений.....	18
С.И. Умархонов, Ш.И. Норматов, О.М. Хайдарова. Расчет грунтовых плотин при сейсмических воздействиях.....	26
Б.Х. Хужаёров, Б.М. Файзиев, Т.И. Бегматов. Составление и численный анализ модели фильтрации однокомпонентной суспензии с учетом динамических факторов.....	35
З.М. Маликов, М.Э. Мадалиев, Д.П. Наврузов, Н.У. Курбанова. Исследование влияния расчетной сетки для турбулентного потока.....	41
К.И. Байманов, Г.Т. Шаниязов. О методах вычисления стока речных наносов.....	46
Д.М. Мухаммадиев, Х.А. Ахмедов, И.О. Эргашев, Л.Ю. Жамолова, Т.Д. Мухаммадиев. Теоретико-экспериментальное исследование изгиба колосника от установки вставки.....	51
Г.А. Бахадиров, М.И. Носиров. Определение рациональных параметров транспортирующего механизма многооперационной валковой машины.....	56
А.П. Уринов. Сравнительный анализ основных параметров культиваторов.....	65
Ф.Ф. Адилов. К расчету плоского тела с начальной трещиной.....	72
Ж.Э. Турдибеков. Колебания стержня с кинематическим возбуждением от наконечника.....	79

МУНДАРИЖА

Б.М. Мардонов, Н.А. Нишонов, М.Ж. Бердибаев. Икки ораликли тўсинли автойўл кўпригини сейсмик тўлқин таъсирига ҳисоблаш.....	3
М.К. Усаров, Д.М. Усаров, Ф.А. Усанов, М.Ш. Курбанбаев. Пластинасимон иншоотларнинг кўндаланг мажбурий тебранишлари.....	12
И. Мирзаев, У.З. Шермухамедов, А.Б. Каримова. Зилзилаларнинг инструментал ёзувлари асосидаги таъсирга Ўзбекистонда қурилатган монолит йўл ўтказгични ҳисоблаш натижалари.....	18
С.И. Умархонов, Ш.И. Норматов, О.М. Хайдарова. Сейсмик кучлар таъсиридаги грунтли тўғонлар ҳисоби.....	26
Б.Х. Хужаёров, Б.М. Файзиев, Т.И. Бегматов. Составление и численный анализ модели фильтрации однокомпонентной суспензии с учетом динамических факторов.....	35
З.М. Маликов, М.Э. Мадалиев, Д.П. Наврузов, Н.У. Курбанова. Турбулент оқим учун ҳисоблаш панжарасининг таъсирини ўрганиш.....	41
К.И. Байманов, Г.Т. Шаниязов. Дарё чўқиндиларини оқишини ҳисоблаш усуллари ҳақида.....	46
Д.М. Мухаммадиев, Х.А. Ахмедов, И.О. Эргашев, Л.Ю. Жамолова, Т.Д. Мухаммадиев. Алмашинавчи элементни колосникка ўрнатишдан ҳосил бўладиган эгилишни назарий-тажрибавий тадқиқоти.....	51
Г.А. Бахадиров, М.И. Носиров. Кўп операцияли валикли машина транспортирловчи механизмнинг рационал параметрларини аниқлаш.....	56
А.П. Уринов. Культиваторларнинг технологик параметрларининг қиёсий таҳлили.....	65
Ф.Ф. Адилов. Дастлабки ёриққа эга бўлган текис жисмни ҳисоблаш.....	72
Ж.Э. Турдибеков. Учидан кинематик кўзгатилган стерженнинг тебранишлари.....	79