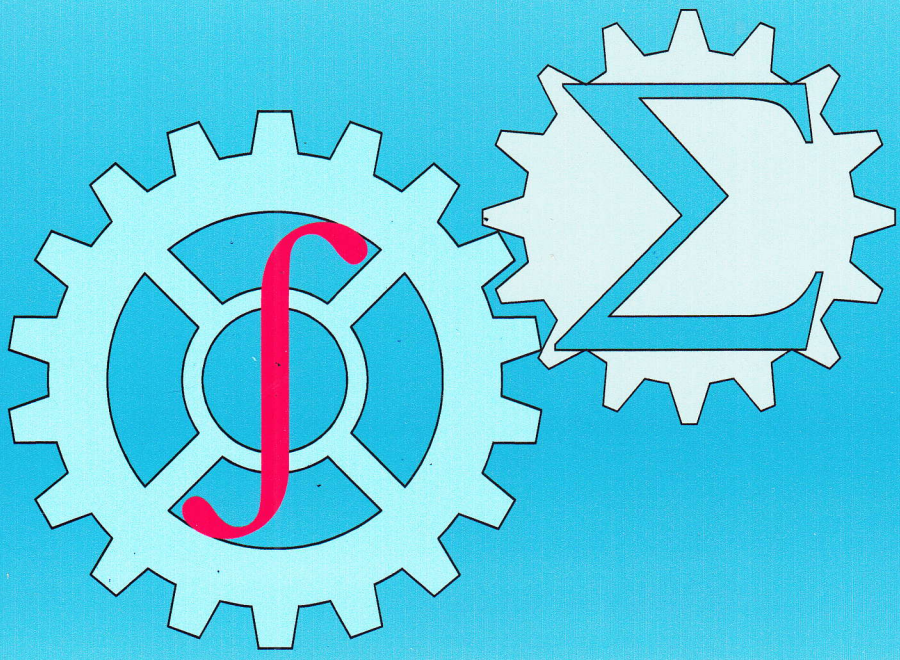
MISMI

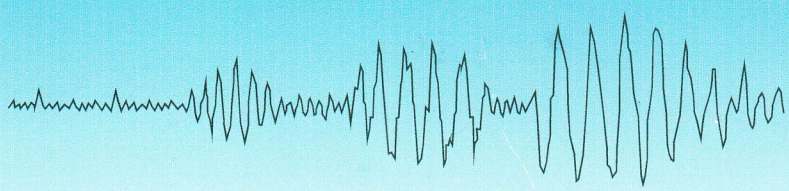
Институт механики и сейсмостойкости сооружений
Mexanika va inshootlar seysmik mustahkamligi instituti

O'ZBEKISTON FANLAR AKADEMIYASI

ISSN: 2010-7250
Published from 1992

MEXANIKA MUAMMOLARI
ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ
PROBLEMS OF MECHANICS





2024
Volume 33
No: 2

O‘ZBEKISTON RESPUBLIKASI FANLAR AKADEMIYASI
АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

MEXANIKA MUAMMOLARI

O‘ZBEKISTON JURNALI

2
2024

УЗБЕКСКИЙ ЖУРНАЛ

ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ

Журнал под таким названием издается с января 1992 г.

Ташкент – 2024

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

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

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

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

Телефон: +99871 262-78-34
Факс: +99871 262-71-52
E-mail: instmechofficial@gmail.com

Технический редактор: Михайлова В.В.

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

Номер одобрен на заседании редакционной коллегии журнала 07.06.2024
Сдано в набор 01.05.2024. Подписано в печать 07.06.2024.
Формат 60×84 $^{1}/_{8}$. Гарнитура Times New Roman. Ризография.
Усл.- печ. л. 6.5. Уч.-изд. л. 6.82. Тираж 130. Заказ №719.
Цена договорная.

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

© Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, 2024 г.

УДК 631.358: 633.511

О ДИАМЕТРЕ ТРУБОПРОВОДА В ПНЕВМОТРАНСПОРТНОЙ СИСТЕМЕ ХЛОПКОУБОРОЧНОЙ МАШИНЫ ВСАСЫВАЮЩЕГО ТИПА

[2]Матчанов Р.Д., [1]Йулдашев А.Т., [1,3]Кулдошев Д.А., [1]Джураева Н.Б.

[1]Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
[2]АО "Агрохим", Ташкент, Узбекистан
[3]Ташкентский государственный технический университет имени Ислама Каримова, Ташкент, Узбекистан
E-mail: nargiza.1968@mail.ru

Аннотация. *В статье приведены результаты расчетно-численных исследований пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины всасывающего типа при различных значениях диаметра трубопровода. Приведен анализ изменений диаметра трубопровода и весовой концентрации смеси воздуха, которые влияют на потребляемую мощность привода вентилятора. Приведены результаты численных исследований диаметра трубопровода и объемного веса хлопка, влияющих на степень насыщаемости долек хлопка мелкими сорными частицами в процессе транспортировки в пневмотранспортной системе хлопкоуборочной машины. Теоретические исследования проведены на основе классических методов моделирования процессов в пневмотранспортной системе с использованием среды программирования MathCad15.*

Ключевые слова: *пневмотранспортная система; диаметр трубопровода; хлопок-сырец; скорость воздуха; мелкие сорные частицы; дольки хлопка, насыщаемость.*

Введение. Принцип работы пневмотранспортной системы основан на взвешивании и переносе частиц материала потоком воздуха. Под действием перепада давления воздух движется по трубопроводу, увлекая за собой эти частицы. Таким образом, через пневмотранспортную систему транспортируется хлопок-сырец вместе с сорными частицами, образующимися в результате взаимодействия шпиндельного барабана с кустами хлопчатника.

Основными недостатками пневмотранспорта являются сравнительно большая энергоемкость и повреждение волокон и семян при взаимодействии хлопка-сырца с лопастями вентилятора.

Вопросам эффективного использования работы пневмотранспортной системы посвящены работы известных ученых [1-6].

Цель исследования – определение закономерностей влияния диаметра трубопровода пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины и весовой концентрации смеси воздуха на расход мощности вентилятора.

Материалы и методы. Расчетные исследования насыщения хлопка-сырца мелким сором проведены на основе моделирования движения долек хлопка и сорных частиц в пневмотранспортной системе с использованием среды программирования MathCad15.

Результаты и обсуждение. С целью уменьшения потребляемой мощности, повреждаемости семян и засоренности хлопка-сырца авторами разработаны усовершенствованный центробежный вентилятор и новая U-образная приемная камера [7,8]. В результате численного исследования влияние изменения диаметра трубопровода и весовой концентрации воздушной смеси μ на потребляемую мощность вентилятора представлены на рис.1 и рис.2 [4,9].

Из графиков на рис.1 видно, что с повышением весовой концентрации смеси воздуха μ увеличивается мощность, потребляемая приводом вентилятора, как для серийной, так и для новой приемных камер. Однако мощность, потребляемая приводом вентилятора для серийной приемной камеры в 1.66÷1.75 раз больше, чем для новой приемной камеры.

Из графиков на рис.2 видно, что с увеличением диаметра трубопроводов от 0.15м до 0.175 м при использовании серийной приемной камеры (μ = 0.338) мощность привода вентилятора снижается от 10.30 kW до 5.79 kW, то есть в 1.78 раза. До настоящего времени насыщение хлопка-сырца мелкими сорными частицами при транспортировании в пневмотранспортной системе недостаточно изучены.

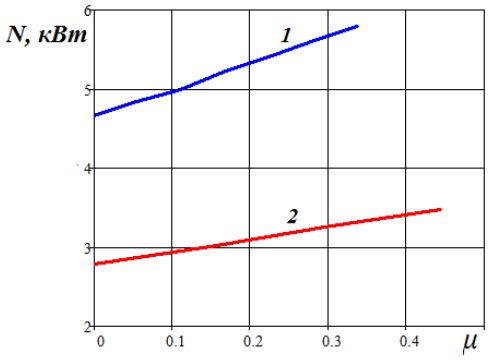


Рис.1.Влияние концентрации смеси воздуха μ=0÷0.444 на потребляемую мощность (N) привода вентилятора для серийной и новой приемной камеры:
1 – серийная приемная камера, 2 – новая приемная камера

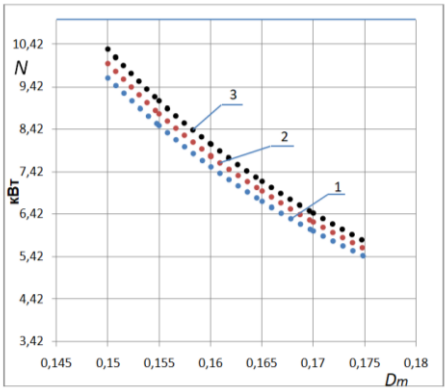


Рис.2. Влияние изменения диаметра трубопровода (D_m) и концентрации смеси воздуха (μ) на потребляемую мощность (N) привода вентилятора при применении серийной приемной камеры:
1 – μ = 0.20, 2 – μ = 0.27, 3 – μ = 0.338

Результаты экспериментальных исследований, проведенных авторами [5], подтвердили увеличение мелких сорных частиц при транспортировке хлопка-сырца от транспортного коридора до бункера. Данные исследований представлены в табл. 1.

Таблица 1

Засоренность образцов хлопка-сырца в различных зонах (по А.И.Комогорцевой), %

Морфологический состав	Рабочая зона	Транспортный коридор	Бункер
Створки	0.12	1.29	0.94
Ветки	0.01	0.05	0.03
Черенки и плодоножки	0.36	0.85	0.82
Сухой лист, цвет	0.59	1.26	0.84
Луб	0.00	0.01	0.02
Мелкий сор	2.05	2.98	4.46
Земля	0.00	0.01	0.00
Завязь	0.08	0.25	0.42
Сорняки	0.95	0.34	0.50
Итого	4.16	7.04	8.03

В морфологическом составе содержание мелкого сора в рабочей зоне составляет 2.05%, транспортного коридора 2.98%, бункерного хлопка-сырца 4.46%. То есть мелкий сор от транспортного коридора до бункера увеличивается до 50% [5]. Однако авторами механизм насыщения мелким сором хлопка-сырца до конца не изучен. В связи с этим существует необходимость изучения механизма насыщения долек хлопка сорными частицами в пневмотранспортной системе.

Для определения сближения долек хлопка с мелким сором принимаем модель, которая показана на рис.3.

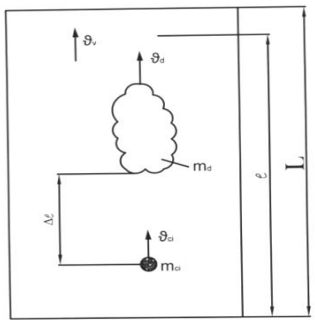


Рис.3. Модель движения дольки хлопка и мелких сорных частиц

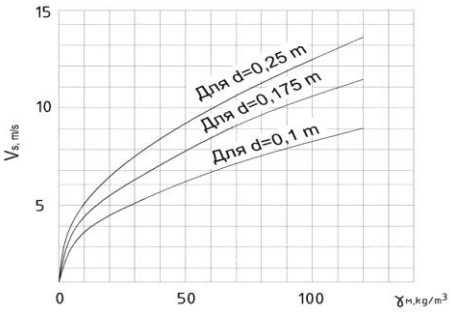


Рис.4.Зависимость скорости витания дольки хлопка-сырца от его объемного веса при заданных диаметрах трубопроводов [4]

Исследуем насыщаемость хлопка-сырца сорными частицами в трубопроводе пневмотранспортной системы. Согласно рис.3 для моделирования движения хлопка и мелких сорных частиц при их движении в трубопроводе пневмотранспортной системы, принимаем следующие показатели:

L – расстояние от приемной камеры до бункера (L=4.5÷5.0 м);

ℓ – расстояние сближения сорных частиц с дольками хлопка;

$\Delta\ell$ – расстояние от сорных частиц до дольки хлопка ($\Delta\ell = 0{,}5 \div 1{,}2$ м);

m_d – масса дольки хлопка согласно [10] m_d=1.0гр;

m_{ci} – масса сорных частиц согласно [3] m_{ci}=1.0 мг;

V_v – скорость воздушного потока, м/с;

V_d – скорость дольки хлопка, м/с;

V_{Ci} – скорость сорных частиц, м/с;

V_{Sd} – скорость витания дольки хлопка, м/с;

V_{SCi} – скорость витания мелких сорных частиц, м/с.

Скорость дольки хлопка и мелких сорных частиц определяем как:

$$V_d = V_v - V_{Sd} \quad , \tag{1}$$

$$V_{Ci} = V_v - V_{SCi} \tag{2}$$

Согласно автору [4] экспериментальная и расчетная скорости витания дольки хлопка составляют: V_d = 4.69÷5.02 м/с. В хлопкоочистительной промышленности экспериментально определен коэффициент запаздывания, который равен отношению скорости хлопка к скорости воздуха и составляет k = 0.7 ÷ 0.75 [3].

Пусть t_0 – время сближения мелких частиц с дольками хлопка при прохождении расстояния ℓ от приемной камеры до бункера, расстояние до которого равно L.

|На основании разработанной модели движения дольки хлопка и мелких сорных частиц (рис.3) составим уравнение, которое описывает время t_0 сближения мелких сорных частиц с дольками хлопка:

$$\frac{\ell}{V_d} = t_0, \tag{3}$$

где для мелких сорных частиц имеем:

$$\frac{(\Delta\ell + \ell)}{V_{C_i}} = t_0 . \tag{4}$$

Приравнивая к выражениям (3) и (4) получим:

$$\frac{\ell}{V_d} = \frac{(\Delta\ell + \ell)}{V_{C_i}}, \tag{5}$$

отсюда:

$$\ell = \frac{V_d \cdot \Delta\ell}{\left(V_{C_i} - V_d\right)}, \tag{6}$$

или:

$$\ell = \frac{\left(V_в - V_{Sd}\right) \cdot \Delta\ell}{\left(V_в - V_{SC_i}\right) - \left(V_в - V_{Sd}\right)} . \tag{7}$$

Для косвенного анализа влияния диаметра трубопровода на насыщаемость долек хлопка сорными частицами в пневмотранспортной системе сначала проанализируем как изменяется скорость витания в зависимости от диаметра трубопровода.

На основании ранее проведенных исследований определены скорости витания хлопка-сырца в зависимости от его объемного веса при заданных диаметрах трубопровода. Результаты этих исследований представлены в виде графиков на рис.4 [4].

Установлено, что в начале движения в трубопроводе, пройдя расстояние в 20-25 метров, пористость хлопка-сырца увеличивается. При этом его плотность достигает значения $\gamma_м$=37.8 кг/м^3 [3].

Известно, что расчетный удельный вес 1 грамма растянутой дольки составляет γ_x = 15 кг/м^3 [4]. В связи с этим для численного расчета объемный вес хлопка в воздушно-хлопковой смеси в пневмотранспортной системе принимаем равным γ_x=20 ÷40 кг/м^3.

Согласно выражению (7) и данных скорости витания дольки хлопка V_{Sd} (рис.4) при следующих значениях: $V_в$=24 м/с, V_{SCi}=0,3м/с, $\Delta\ell$ = 0.5 м, составим табл.2.

Таблица 2

Влияние диаметра трубопровода и удельного веса материала на расстояние сближения ℓ (м) мелких сорных частиц с дольками хлопка

d, м		0.1 м	0.175 м	0.25 м
ℓ, м	γ_x = 20 кг/м^3	2.32 м	1.74 м	1.41 м
	γ_x = 30 кг/м^3	1.96 м	1.47 м	1.08 м
	γ_x = 40 кг/м^3	1.73 м	1.19 м	0.94 м

Анализируя рис.4, видим, что с увеличением диаметра трубопровода от 0.1м до 0.25м увеличивается скорость витания хлопка-сырца. Это объясняется тем, что с увеличением сечения трубопровода обтекающий хлопок-сырец поток воздуха увеличивается.

Анализируя табл. 2, видим, что с увеличением скорости витания уменьшается расстояние сближения ℓ мелких сорных частиц с дольками хлопка. Таким образом, с увеличением диаметра трубопровода сокращается расстояние сближения мелких сорных частиц ℓ с дольками хлопка, что приводит к увеличению вероятности насыщения.

С увеличением удельного веса хлопка-сырца от 20 кг/м^3 до 40 кг/м^3, скорость витания дольки хлопка-сырца увеличивается, и тем самым уменьшается расстояние сближения мелких сорных частиц ℓ с дольками хлопка (табл.2), что способствует повышению вероятности насыщения долек хлопка сорными частицами.

Заключение.

1. С увеличением диаметра трубопровода d потребляемая мощность вентилятора уменьшается и, наоборот, с увеличением весовой концентрации μ потребляемая мощность вентилятора увеличивается.

2. С увеличением диаметра трубопровода d насыщаемость долек хлопка мелкими сорными частицами увеличивается, с уменьшением удельного веса хлопка скорость витания его долек уменьшается, что приводит к вероятности уменьшения насыщаемости мелкими сорными частицами.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Алимова З.Х.* Механико-математическая модель порционного поступления и перемещения массы хлопка-сырца в вертикальном потоке воздуха хлопкоуборочных машин // Пахтачилик ва дончилик. 1999, №1, С. 36-40.

[2] *Лебедев Д.А., Корабельников А.Р., Корабельников Р.В.* Механизм удаления сорных примесей в процессе очистки // Технология текстильной промышленности. 2009, №4 (318), С. 27-31.

[3] *Каримов Н.М., Турсунов И.Т., Абдурахимов К.К., Саримсаков О.Ш.* Исследование движения хлопковоздушной смеси по трубопроводам пневмотранспортной установки. Spindlespeedoptimizationforcottonpickers // Universum: технические науки. 2021, №1(82). https://7universum. com/ru/tech/rchive/item/11151.

[4] *Йўлдашев А.Т.* Научно-технические решения пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины со сменными уборочными аппаратами: Дис. на соискание уч. степ. д.т.н. Ташкент. 2022. – 177 с.

[5] *Нехорошев В., Намаджанова Д.М., Карабаев Б.Е.* Динамика насыщения сором хлопкасырца при сборе его машиной // Механизация хлопководства. 1988, №10. С. 13-14.

[6] *Ризаев А.А. и др.* Анализ пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины МХ-2.4 / Сборник статей LIV Международной научно-технической конференции «Инновационные подходы в современной науке»: Москва, № 18 (54), 27 сентября, 2019. С. 65-70.

[7] *Матчанов Р.Ф. и др.* Центробежный вентилятор для транспортировки хлопка в хлопкоуборочной машине. Патент на полезную модель FAP № 01827. Опубл. 28.02.2022, Бюл. № 2.

[8] *Отажонов Н.С. и др.* Способ транспортирования хлопка-сырца из приемной камеры в бункер хлопкоуборочной машины и устройство для его осуществления. Положительное решение о выдаче патента на изобретение по заявке № IAP 20191507 от 29.04.2022 г.

[9] *Матчанов Р.Д. и др.* Пахта териш машиналарида пневмотранспорт системаси. ЭҲМ учун дастурий маҳсулот №DGU 10230, 20.01.2021 йил.

[10] *Ризаев А.А., Глущенко А.Д., Йулдашев А.Т., Абдуллаев А.Т.* Методика расчетной оценки засоренности хлопка, собранного горизонтально-шпиндельными хлопкоуборочными аппаратами (ГША) // Естественные и технические науки. 2002, №2, С.81-85.

Дата поступления
08.02.2024

Матчанов Р.Д., Йулдашев А.Т., Кулдошев Д.А., Джураева Н.Б. Пахта териш машинанинг сўрувчи пневмотранспорт тизимидаги қувурларининг диаметри ҳақида

Аннотация. *Мақолада қувурлар диаметрининг турли қийматлари учун пахта териш машинасининг сўрувчи пневмотранспорт тизими учун ҳисобий тадқиқотларнинг сонли қийматлар натижалари келтирилган. Вентилятор қувват сарфига қувурлар диаметрининг ўзгариш ва ҳаво аралашмасининг оғирлик концентрациясининг ўзгариш таъсири таҳлили келтирилган. Пахта териш машинасининг пневмотранспорт тизимида пахта бўлакларини ифлос майда заррачалар билан тўйинишига қуврлар диаметри ва пахтанинг хажмий оғирлик қийматларини таъсирини ҳисобий тадқиқотлар натижалари келтирилган. MathCad 15 дастурлаш программасидан фойдаланган ҳолда пневмотраспорт тизимидаги жараенларни моделлаштиришнинг классик усуллари асосида назарий тадқиқотлар олиб борилди.*

Калит сўзлар: *пневмотранспорт тизими; қувур диаметри; пахта ҳомашёси; ҳаво тезлиги; майда ифлос заррача; пахта бўлаги; тўйинишилик.*

Matchanov R.D.,Yuldashev A.T., Kuldoshev D.A., Djuraeva N.B. About the diameter of the pipeline in the pneumatic transport system of a suction-type cotton picker.

Abstract. *The article presents the results of computationally reckoned researches of the pneumatic transport system of a suction-type cotton-picking machine for various values of pipeline diameter. An analysis regarding the changes in the diameter of the pipeline and the weight concentration of the air mixture, which affect the consumption power of the fan drive, is demonstrated. The results of numerical studies of the pipeline's diameter and the volumetric weight of cotton, which have influence over the degree of saturation of cotton lobes with small weed particles during transportation process in the pneumatic transport system of a cotton harvester, are presented. Theoretical surveys were carried out on the basis of classical methods for modeling processes in a pneumatic transport system by using the MathCad 15 application of programming environment.*

Keywords: *pneumatic transport system; pipeline diameter; raw cotton; air speed; small weed particles; cotton segments; saturation.*

УДК 621.01:532.516

АНАЛИЗ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ ПО ПНЕВМО-ТРУБОПРОВОДАМ ПОЛУНАВЕСНОЙ ХЛОПКОУБОРОЧНОЙ МАШИНЫ

[1]Ризаев А.А., [2]Худжаев М.К., [1]Ганжаев Ш.А.

[1]Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
[2]Ташкентский государственный технический университет им И.Каримова, Ташкент, Узбекистан
E-mail: mukhiddinkhudjaev@gmail.com

Аннотация. *На основе проведенных расчетов по определению материала для трубопровода хлопкоуборочных машин с наименьшим показанием аэродинамического сопротивления был изготовлен гофрированный всасывающий трубопровод хлопкоуборочного аппарата, и в полевых условиях проведены измерения кинематических характеристик хлопка, при ег движении по данному трубопроводу. В статье приведены результаты теоретических и проведенных полевых испытаний для серийной и предлагаемой модернизированной конструкции хлопкоуборочной машины. Предложена рекомендация для серийного производства такого типа машин с ресурсосберегающими рабочими органами.*

Ключевые слова: *хлопкоуборочная машина; материал трубопровода; аэродинамическое сопротивление; полевые испытания.*

Введение. Исследование машин для уборки и переработки хлопка с обеспечением энерго- и ресурсосбережения, надежности функционирования рабочих органов хлопкоуборочных машин и хлопкоперерабатывающих агрегатов является достаточно изученным [1-4]. Изучение движения хлопка-сырца по трубопроводу дает возможность улучшить процессы сбора урожая и транспортировки хлопка пневмотранспортной установкой на хлопкоперерабатывающих предприятиях.

Изучено движение хлопка-сырца по трубопроводу с переменным поперечным сечением смеси воздуха как многоскоростной гетерогенной среды [5]. Применяя закон сухого трения Кулона, получена замкнутая система уравнений одномерного движения, состоящая из уравнения движения компонентов смеси и закона сохранения массы. Получены уравнения пористости хлопка, давления воздуха и скоростей компонентов, описывающие транспортировку хлопка по трубопроводу пневмотранспортной установкой на хлопкоперерабатывающих предприятиях. Многоскоростная модель движения хлопковоздушной смеси как гетерогенной среды в пневмотранспортных трубопроводах более правильно описывает

процесс перемещения воздуха и материала во время пнемотранспортировки, что дает возможность предложить ее использование для расчетов пневмотранспорта и при его проектировании. Полученная модель является универсальной, и ее можно применить для расчетов трубопроводов с переменным сечением и для других отраслей.

На основе анализа теоретических исследований аэроупругих движений хлопковоздушной массы в трубопроводах хлопкоуборочных машин разработана механико-математическая модель этих движений в прямолинейных трубопроводах пневмосистемы и составлен алгоритм расчета [6]. В отличие от ранее выполненных работ процесс транспортировки рассмотрен в зависимости от изменения продольных и поперечных перемещений центра тяжести массы порции хлопка, обусловленной пульсацией давления воздушного потока.

Проведен анализ пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины [7] и проведены экспериментальные исследования по движению сплошной среды в трубопроводах пневмотранспортной системы хлопкоуборочных машин [8]. На основе анализа замера скорости воздуха в трубопроводах существующей конструкции МХ-1.8 для междурядья 90 см для улучшения работы пневмотранспортной системы предложена модернизация конструкции полуприцепного типа МХ-2.4 хлопкоуборочной машины для междурядья 60 см. Предложена доработка схемы трубопроводов, соответствующей конечной скорости в приемной камере хлопкоуборочного аппарата менее 6 м/с при разработке хлопкоуборочной машины. Проведены исследования по определению аэродинамического сопротивления только для одного типа материала всасывающего трубопровода [9, 10].

Перечисленные выше исследования проведены для существующих конструкций сборочного аппарата и их всасывающих трубопроводов. В настоящей статье приведены результаты проведенных испытаний по определению кинематических характеристик движения хлопка-сырца по трубопроводу серийного производства и по предлагаемому трубопроводу модифицированной конструкции хлопкоуборочных машин. Предложена рекомендация для серийного производства такого типа машин с ресурсосберегающими рабочими органами.

Постановка задачи и решение. Улучшение работы пневматической части хлопкоуборочных машин в целом повышает качество работы и продуктивности хлопкоуборочной машины. Для достижения этой цели нужно определить материал трубопровода с наименьшим показанием аэродинамического сопротивления и провести испытания по определению кинематических характеристик движения хлопка для изготовленного трубопровода из этого материала. Сравнение полученных параметров кинематических характеристик движения хлопка по трубопроводу серийной хлопкоуборочной машины с результатами предлагаемого варианта приводят к конкретным выводам и рекомендациям.

На основе известных законов аэродинамики сплошных сред [11] проведены расчеты по аэродинамическому сопротивлению трубопровода пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины. Расчет потери давления в трубопроводах хлопкоуборочной машины выполнен по формуле [10,11]:

$$\Delta P \approx \xi \rho V^2 l / (2d), \qquad (1)$$

где ξ − коэффициент сопротивления трубопровода, V − скорость воздуха в трубопроводе, м/с, l− длина трубопровода, мм (она изменяется l=1160…2130 мм [10]), d − внутренний диаметр трубопровода, мм (d=170…180 мм). Для этого определяем число Рейнолдьса при скорости 20 м/с $\mathrm{Re}=Vd/\nu=20\cdot 0.172/1.8\cdot 10^{-5}=1.9\cdot 10^{-5}$.

Коэффициент сопротивления трубопроводов, изготовленных из различных материалов, определяется известными формулами [10-11]. Для гладких труб определяется по формуле Блазиуса:

$$\xi = 0{,}3164 / \mathrm{Re}^{0{,}25}; \qquad (2)$$

При $\mathrm{Re}^{0.25}$=20.9 получим ξ=0.0154. Тогда на основе (1) получим $\triangle P$=22.4 *Па*.

Для стеклянных труб на основе формулы (2) имеем $\xi=0.312/Re^{0.25}=0.0149$; тогда по (1) получим: ΔP=21,6 *Па*. Для полиэтиленовых труб на основе (2) и (1) получим: $\xi=0.25/Re^{0.226}=0.016$, ΔP=23.2 *Па*. Для труб с шероховатой поверхностью коэффициент сопротивления определяется по формуле: $\xi=0.11(k_ш+68/4Re)^{0.25}$.

Здесь $k_ш$ − эквивалентная шероховатость (для труб из латуни $k_ш$=0.0015÷0.01; для труб из стали $k_ш$=0.02÷0.1). При $k_ш$ =0.01: $\xi_л$=0.034; при $k_ш$=0.01: $\xi_л$ =0.06; при $k_ш$=2: $\xi_л$=0.13. Для труб, которые используются в серийных хлопкоуборочных машинах, с коэффициентом шероховатости $k_ш$=0.01 потеря давления равна ΔP=49.4 *Па*.

Проведенные расчеты позволили определить материал транспортирующего трубопровода с наименьшим показанием аэродинамического сопротивления из полиэтилена. Он является основой гофрированного гибкого всасывающего трубопровода и был использован при создании модернизированной хлопкоуборочной машины. Она испытывалась в реальных полевых условиях.

Полученные результаты.

На рис. 1 и 2 цифрами указаны места замера скоростных потоков воздуха в пневмотранспортной системе хлопкоуборочной машины МХ-1.8. Замеры скоростей воздушного потока в трубопроводах из листовой стали серийной конструкции и модернизированной системы данной машины с гофрированным трубопроводом осуществлены в лабораторных условиях. Скорость воздушного потока в трубопроводах замерялась анемометром марки kanomax anemomaster model 6112 (Япония) [10].

Рис.1. Серийная хлопкоуборочная машина МХ-1.8 [12]

Рис.2. Машина с модернизированный пневмотранспортной системой

В табл.1 приведены результаты замера скоростей воздушного потока в трубопроводе серийной хлопкоуборочной машины МХ-1.8 (см. рис. 1) и модернизированной конструкции пневмотранспортной системы (см. рис. 2) данной машины. В модернизированной системе были использованы трубопроводы из материала с наименьшим показателем аэродинамического сопротивления, полученным на основе результатов расчётных исследований.

В таблице 1 отражены скорости воздушных потоков в приемных камерах и трубопроводах серийного и гофрированной конструкции при частотах вращения ротора вентилятора 1068-1290 об/мин.

Из табл.1 видно, что при указанных частотах вращения ротора скорость всасывания воздушного потока в нижней части приемных камер (точка 1) серийной системы изменяется от 5.6 м/с до 8.4 м/с, а у модернизированной системы она изменяется в приделах 6.5 – 10.4 м/с. При входе в вентилятор скорость потока изменяется в серийном варианте 17.5 – 21.1 м/с, а у модернизированной 20.0 – 24.1 м/с. Отсюда следует, что модернизированная система имеет более высокие скоростные режимы, и они подтверждают правильность расчетов.

Таблица 1

Сравнительные показатели скоростей воздушного потока в пневмотранспортной системе

Частота вращения ротора вентилятора, об/мин	Приемные камеры уборочных аппаратов I		II	
	Точки замера скоростей в трубопроводах			
	1	3	1	3
	Скорости воздушного потока, м/с			
1068	5.6/6.5	17.5/20.0	6.2/8.7	17.8/19.5
1183	5.8/7.4	19.5/21.3	7.2/9.3	19.6/20.2
1290	6.8/9.1	21.6/25.4	8.4/10.4	21.1/24.1

Из табл. 2 видно, что частота вращения ротора вентилятора и диаметр трубопровода влияют на качество семян, при этом наиболее рациональная частота вращения ротора находится в приделах 1183–1290 об/мин. В ранее проведенных исследованиях повреждения семян при серийной пневмосистеме для этого сорта хлопчатника составляли 1.8–3.8 % [10].

Таблица 2

Результаты определения повреждения семян хлопчатника С-6524 при различных частотах вращения ротора вентилятора в системе с гофрированными трубопроводами.

Частота вращения ротора вентилятора, об/мин	1068		1183		1290	
Диаметр трубы, мм	180	200	180	200	180	200
Повреждения семян, %	0.6	0.8	0.6	1.0	1.4	1.6

Полученные результаты в полевых испытаниях подтвердили достоверность проведенных расчетов по определению материала трубопровода хлопкоуборочных машин с наименьшим показанием аэродинамического сопротивления.

Таким образом, на основе проведенных расчетов по определению материала для трубопровода хлопкоуборочных машин с наименьшим показанием аэродинамического сопротивления был изготовлен гофрированный всасывающий трубопровод хлопкоуборочного аппарата, и в полевых условиях проведены измерения кинематических характеристик хлопка при его движении по данному трубопроводу.

Заключение.

1. Расчетами определен материал трубопровода пневмотранспортной системы хлопкоуборочных машин с наименьшим показанием аэродинамического сопротивления – в виде полиэтилена.

2. Проведенные полевые испытания на базе серийной и модернизированной конструкции машины МХ-1.8 позволили рекомендовать для пневмосистемы машины МХ-1.8 гибкие гофрированные трубопроводк.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Rizayev A.A., Matchanov R.D., Yuldashev A.T., Kuldoshev D.A., Djuraeva N.B.* Cotton harvesters for one-time cotton-picking // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 1030 (2021) 012173.

[2] *Yuldashev A.T., Kuldoshev D.A., Djuraeva N.B., Temirov D.R.* The raw cotton entering volume computational and numerical study of the vertical-spindle cotton harvester receiving chamber / International Scientific Conference Construction Mechanics, Hydraulics & Water Resources Engineering E3S Web of Conferences 264, 04013 (2021).

[3] *Djuraeva N.B., Kuldoshev D.A.* To the study of one-dimensional motion of a deep ripper in natural soil in the presence of an elastic coupling between the shank and the ripper point / ETESD-2022, IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science 1112(2022) 012049 doi:10.1088/1755-1315/1112/1/012049

[4] *Matchanov R.D., Yuldashev A.T., Kuldoshev D.A.* Methods for efficiency evaluation of MX-1.8 GV cotton pickers in horizontal-spindle design / ICMSIT-III-2022, IOP Publishing Journal of Physics: Conference Series 2373 (2022) 022001.

[5] *Каримов Н.М., Турсунов И.Т., Абдурахимов К.К., Абдурахимов К.К., Саримсаков О.Ш.* Исследование движения хлопковоздушной смеси по трубопроводам пневмотранспортной установки // Universum: технические науки: электрон. научн. журн. 2021, №1(82), С.24-30.

[6] *Алимова З.Х., Ниязова Г.П., Усмонов З.Т.* Аналитические исследования аэроупругих колебаний хлопковоздушной массы в трубопроводах хлопкоуборочных машин // Новости образования: исследование в XXI веке. 2023, №6 (100), часть 1, С.7-10.

[7] *Ризаев А.А., Худайкулиев Р.Р., Султанов Ж.* Анализ оценка пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины // Проблемы механики. 2020, №1-2, С. 45-47.

[8] *Ризаев А.А., Маликов З.М., Йўлдашев А.Т., Кулдашев Д.А., Усаров С.У., Ахмедов Ш.А.* Анализ пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины МХ-2.4 / Сб. статей по мат. межд. научно-пр. конф. Москва. ООО "Интернаука", 2019. С.65-70.

[9] *Ризаев А.А., Маликов З.М., Норматов М.К., Ганжаев Ш.А.* Расчет местного аэродинамического сопротивления во всасывающих трубопроводах / Мат. 2-межд. научной и научно-техн. конф.: Ташкент, 22-23 апреля 2022. С.45-46.
[10] Разработка и уточнения параметров работы уборочного аппарата с ресурсосберегающими рабочими органами. Пневмосистемы четырехрядной машины: Отчет ИМиСС «МВ-Атех-2018-92+БВ-Атех-2018-13» за 2020г.
[11] *Чугаев Р.Р.* Гидравлика. Учебник для вузов. Ленинг8рад. Энергоиздат. 1982, − 673 с.
[12] http://promzona.uz/upload/iblock/899/mx-1,8-2.jpg

Ризаев А.А., Худжаев М.К., Ганжаев Ш.А. Пахта териш машинасининг пневматик қувурлари бўйича олинган назарий ва экспериментал натижаларнинг таҳлили.

Аннотация. *Энг паст аэродинамик қаршилик кўрсаткичига эга бўлган пахта териш машиналарининг қувур линияси учун материални аниқлаш бўйича олиб борилган ҳисоб-китоблар асосида пахта териш машинасининг гофрировка қилинган ассимиляция қувури ишлаб чиқарилди ва пахтанинг дала шароитида ушбу қувур бўйлаб ҳаракатланаётганда кинематик хусусиятлари ўлчанди. Мақолада пахта териш машиналарининг серияли ва таклиф қилинган ўзгартирилган конструкциялари учун дала синовлари натижалари келтирилган. Тежамкор ишчи қисмларга эга ушбу турдаги машиналарни оммавий ишлаб чиқариш бўйича тавсиялар таклиф этилди.*

Калит сўзлар: *пахта териш машинаси; қувур материали; аэродинамик қаршилик; дала синовлари.*

Rizaev A.A., Khudjaev M.K., Ganjaev Sh.A. Analysis of theoretical and experimental results on pneumatic pipelines of a semi-mounted cotton picker.

Abstract. *Based on the calculations carried out to determine the material for the pipeline of cotton pickers with the lowest aerodynamic resistance reading, a corrugated suction pipeline of the cotton picker was manufactured and the kinematic characteristics of cotton were measured in field conditions as it moved along this pipeline. The article presents the results of field tests for the serial and the proposed modified design of cotton picking machines. A recommendation is proposed for mass production of this type of machines with resource-saving working parts.*

Keywords: *cotton picker; pipeline material; aerodynamic drag; field tests.*

УДК 675.026.23+675.055

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФУНКЦИОНАЛЬНО-АКТИВНЫХ РЕАГЕНТОВ НА ОБВОДНЕННОСТЬ КОЖЕВЕННОГО-МЕХОВОГО ПОЛУФАБРИКАТА ПРИ ИХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

[1]Бахадиров Г.А., [1]Кодиров Т.Ж., [2]Бойманов Ш.О., [1]Набиев А.М.

[1]Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
[2]Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности, Ташкент, Узбекистан
E-mail: a.nabiev@mail.ru

Аннотация. *В статье исследовано влияние солей, кислот, щелочей, дубителей, жирующих материалов на степень обводненности кожевенного сырья и полуфабриката с целью повышения качества процессов механической обработки кожевенного и мехового сырья на технологических машинах. Исследованы реологические свойства водных растворов химических материалов и кинетических закономерностей поглощения влаги кожей. Установлены зависимости влияния температуры на вязкость опытных и контрольных образцов водных средств дубильных материалов при различном исходном их соотношении. Определено влияние водных средств дубильных материалов на сорбцию влаги хромовой кожи при циклическом увлажнении в воде.*

Ключевые слова: *механическая обработка; валковый стенд; сырье, шкура, кожа, электролит, обводненость, структура, дерма, влажность.*

Введение. Применение функционально активных материалов, в частности полифункциональных электролитов, считается актуальными достижениями кожевенно-меховой промышленности XXI века. Ранее используемые токсичные вещества теперь можно заменить на соединения, имеющие в своем составе полярные группы, которые могут сократить вредное воздействие, улучшая свойства кожевенно-меховых материалов.

Обычно технология кожевенно-мехового производства основывается на обработке сырья с высокими концентрациями реагентов последовательно с механическими операциями. Кожевенно-меховое производство, хотя и имеет достаточный промышленный опыт, но в общих основах технологии коренных достижений не наблюдается, так как расходуется огромное количество воды, есть проблемы по очистке воды, технологический парк оборудования потребляет достаточно высокие энергетические ресурсы. Цивилизационные решения всё возрастающих потребностей и сбережение природных и энергетических ресурсов возможно только с разработкой и внедрением инновационных технологических процессов и осуществление их оптимальными механическими операциями.

Сегодня экологически чистые, так называемые «зеленая кожа, мех» начали развиваться в соответствии с экологическими проблемами, связанными в том числе с использованием хрома, поскольку использование тяжелых металлов должно быть ограничено, а нормы выбросов – чистыми. В каждой стране нормативы сточных вод различны. По стандартам развивающихся стран выбросы хрома III валентности − от 1.5 до 5 мг/л и хрома VI валентности − от 0.1 до 0.5 мг/л или 0 мг/л на кожу. Хромированная кожа и мех содержат III валентный дубильный агент, имеющий легкую токсичность, поэтому его использование пока еще разрешено. Но с жидкими стоками или твердыми отходами следует обращаться в соответствии с существующими законами и правилами.

В работе [1] исследовано влияние конструктивных и технологических параметров валковой технологической машины на свойства обрабатываемой кожи. Экспериментально установлено, что на валковой машине с одним свободным валом, отдушистость кожи преобладает на участках, где ее толщина меняется. При этом полезная площадь готовой кожи увеличивается на 2–4%, так как обрабатываемый кожевенный полуфабрикат между валковой парой с одним свободным валом, помимо сжатия, подвергается также небольшому растяжению. Также выявлено, что при механической обработке кожи на валковой машине с одним свободным валом остаточная влажность в коже уменьшается и улучшаются ее физико-механические свойства.

Выявлены причины, влияющие на возникновение складкообразования обрабатываемого кожевенного полуфабриката при его механической обработке, это скорость подачи (27%), физико-механические свойства покрытий рабочих валов (24%), техническое состояние машины (21%), свойства кожевенного полуфабриката (12%), уровень опыта обслуживающего персонала (9%), геометрические параметры кожевенного полуфабриката (7%) [1].

В работе [2] в лабораторных условиях определены деформационные свойства по основным топографическим участкам воротка, полы и чепрака кожевенного полуфабриката местной заготовки, а также покрытий рабочих валов марки БМ и ЛАЩ.

Вместе с этим в кожевенно-меховом производстве обработка, хранение и утилизация сточных вод и осадка представляют собой серьезную проблему. Существуют различные подходы, т.е. улучшение параметров дубления, модификация дубителей или коллагена и использование вспомогательных агентов или комбинированных дубильных агентов для предотвращения этих технических и экологических проблем, вызванных обычным дублением [3]. Среди этих альтернатив в последние годы получила развитие технология дубления с более изнурительным применением, применяемая при более высоких начальных значениях pH без травления с помощью более низкого предложения хрома. Однако эти технологии напрямую не используется в промышленности из-за потенциальных рисков, таких как неполное проникновение и осаждение хрома на поверхности кожи из-за высоких начальных значений pH и возможных изменений качества конечных продуктов. При этом, применение более изнурительной экологической технологии хрома вместо существующего традиционного хромового дубления исследуется в лабораторных, пилотных и промышленных масштабах в ведущих компаниях кожевенно-меховой промышленности во всем мире, при этом проводятся различные эксперименты для оптимизации процесса и поддержания аналогичных свойств и качества произведенной кожи.

Хромовое дубление является наиболее преимущественной системой дубления, но проблемы с отходами хрома пока не решены, особенно высока канцерогенная опасность от хрома (VI). Хром (Cr) − это вид тяжелого металла, который необходимо ограничивать, поскольку он оказывает вредное воздействие при вдыхании, пероральном и кожном воздействии на людей и животных.

В настоящее время влажная белая (Wet-White) кожа производится с применением соединений алюминия, циркония, титана или синтанов. Тип альдегидного дубильного материала был разработан в качестве замены хромового дубления. Но все еще необходимо

более глубокое изучение токсичности альдегида в качестве заменителя хромовых дубильных материалов, которые следует рассматривать как экологически чистые дубильные материалы.

При этом Г.Ясмин [4] изготовил новые сшитые глобулярные адсорбенты из хитозана, модифицированные с основанием цистеин-альдегида Шиффа (Chi-CG), которые были использованы в качестве возможного адсорбента для сорбции Cr(III) и Cr(VI) из отработанных водных растворов.

Хромовые продукты для дубления обычно используются в виде порошка. Они содержат около 25% Cr2O3 с основностью 33%. Также используются основные хромсульфатные растворы. Эти растворы готовят восстановлением хроматов Na/K в присутствии серной кислоты [5]. Однако минеральное дубление также способствует загрязнению окружающей среды, особенно в развивающихся странах. Таким образом, необходимо использовать неминеральный процесс дубления, чтобы поддерживать экологически чистое производство кожи.

Л.Рачмаварти [6] в своих исследованиях затронул проблемы увеличения побочных продуктов животноводства путем дубления кожи коз с использованием более дешевых материалов взамен хромового дубителя. Шкуры коз сухо-соленого консервирования были выдублены, а затем прошли физические испытания согласно BalaiBesarKulit, KaretdanPlastik (BBKKP) Жаккарта. Показано, что значения предела прочности при растяжении, относительном удлинении, прочности на разрыв, прочности при шитье, стойкости к истиранию краски в сухом и влажном состоянии составили 166.025±72.315 кг/см²; 69.91±9.107 %; 26.785±6.031 Н/см; 115.120±18.681 кг/см; 0.775±0.353; 0.775±0.353 соответственно. Определено, что физические качества кожи обивки автомобильных сиденьев, с использованием альдегидов, обладают физическими качествами, которые соответствуют стандарту SNI для кожаной обивки.

Чакраборти и другие [7] также объясняет, что дубление с использованием хромового дубильного агента по-прежнему является наиболее широко используемым, и до настоящего времени системы, позволяющие заменить хромовые соединения на альтернативные, не рассматривались.

При переработке шкур хромовое дубление более универсально и придает коже лучшую комбинацию химических и физических свойств, чем растительное дубление, тем самым обеспечивая более мягкое и лучшее качество совместно с механическими операциями. Но дубление с использованием хрома (III) предположительно будет состоять из хрома (VI), являющегося канцерогеном, который может угрожать здоровью человека и причинять вред окружающей среде [8].

Соединения хрома среди других растительных, жировых, синтетических и других дубильных материалов является наиболее широко используемым из-за его уникальных особенностей, так как хромовое дубление обеспечивает лучшие характеристики кожи, чем другие материалы [9]. Однако, для всех видов кожи и меха для дубления используется около 80 % Cr_2O_3. Гольё не полностью химически связывается и адсорбирует окиси хрома. В отработанной ванне остается 1/3-1/4 (1500–5500 мг/л) Cr_2O_3 в конце процесса. В обычном хромовом методе дубления выделяется большое токсичное количество этого соединения в сточные водоемы. Хотя методы утилизации хрома хорошо известны, всё же кожевенно-меховая промышленность пока претерпевает эти проблемы. Сточные воды, содержащие хром, снижают эффективность почвы, сельскохозяйственных угодий и препятствуют росту растений.

В качестве альтернативного дубления турецкими учеными [10] выбраны Cr_Aldehyde, Cr_Sulphonylchloryde, Cr_Syntan-1 (F90) для предварительного дубления с ними. После дубления pH шкур скорректирован до 5.0-6.5. В качестве контрольного использован 5%

стандартный сульфат хрома и 6% хромовый дубитель Cr_2O_3 с низкой основностью. Установлено, что количество хрома, оставшееся в ваннах, может быть уменьшено до 99.5%, 92.15% и 75.86% в лаборатории, пилотной установке и в промышленных масштабах соответственно с сохранением природных свойств кожи. Выявлены улучшенные физико-механические особенности и термостабильность готовой продукции из опытного дубленого сырья.

Разработан нетрадиционный метод дубления меха бытовой овчины с применением дисперсии производного коллагена, осажденного в присутствии уксусной кислоты, придающей достаточную гидротермальность и экологическую устойчивость готовому изделию. Технология обработки меховой овчины заключалась в следующим: основной хромовый дубитель − 2.8 г/л в пересчете на Cr_2O_3, производная коллагена − 0.45 г/л, считая абсолютно сухую массу. Более того, определены сродства природных и синтетических полимеров к цистину волосяного покрова по ряду хитозан > поливинилпирролидон > карбопол. При этом, концентрации использованных материалов составили для карбопола и поливинилпирролидона по 0.3 г/л, для хитозана − 0.55 г/л [11].

Немецкая фирма N-Zyme BioTec GmbH внедрила технологию получения экстрактов оливки и мимозы и их последующем использовании в процессе растительного дубления. Растительное дубление проведено в отсутствии посторонних веществ. Выдубленная кожа типа Wet-Green хорошо поддается строгальной машине и имеет гидротермическую устойчивость в пределах 70°C температуры. Разработанная технология позволит резко сократить токсичные соединения альдегидов и трехвалентного хрома [12]. Однако внедрение данной технологии повышает себестоимость готовой продукции за счет использования растительных ресурсов и приводит к определенной жесткости готовой продукции.

Экспериментальная часть.

В данном разделе приводятся методы проведения процессов жидкостной переработки и её интенсификации механическими операциями. Описано выполнение работ по подготовке отмочного раствора для сырья и определение его влажности и обводненности перед механической обработкой кожевенного сырья и кожевенного полуфабриката

Сырьё и материалы: Na_2CO_3 − бикарбонат натрия; неионогенное поверхностно-активное вещество, Na_2S − сернистый натрий, интерполихромкомплексный дубитель; кремний фторид натрия; Na_2SiF_6, техническая вода, кожевенное сырьё и полуфабрикат.

Оборудование: стандартные лабораторные стаканы, аналитические и технические весы, мерные цилиндры, термометр, мешалка, чашки для упаривания жидкостей, лампа инфракрасного излучения.

Этапы выполнения процедуры:

1. Взвешивание физического веса кожевенного полуфабриката перед механической обработкой.

2. Вычисление потребности воды и реагентов для проведения процесса отмочки согласно методике.

3. Подготовка необходимых маточных растворов.

4. Осуществление отмочной обработки для мокро-соленых или сухо-соленых сырьевых ресурсов.

В обрабатываемый барабан (сосуд) вводят мокро-соленое кожевенное сырьё, подают заранее подготовленный раствор с расчетом необходимого жидкостного коэффициента и температуры. Далее производят перемешивание 60 мин с автоматическим реверсом каждые 120 мин с вращением 3.5 оборота в минуту. По истечении времени − покой 120 минут, затем процедуру повторяют до указанного времени. За час до окончания процесса отмочки сырьё перемешивают 30 мин.

При наличии сухо-соленого сырья раствор готовят по выше указанным концентрациям. Перемешивание производят 20 минут, далее по 8-12 минут каждые 120 минут. За 120 минут до окончания отмочного процесса – непрерывный реверс.

5.Контролирование отмочного процесса проводят по степени содержания влажности.

Содержание наличия влажности должно быть не менее 65%. Испытуемое кожевенное сырье высушивают со всех сторон с фильтровальной бумагой и измельчают со скальпелем. Нарезки взвешивают на аналитических весах по 5-10 г. Далее образцы высушивают в сушильном шкафу. Навеску высушивают до абсолютно сухого состояния испытуемых образцов.

Степень содержания влажности кожевенного сырья определяют по формуле:

$$x = \frac{(m - m_1)}{m} 100\%,$$

где m – масса навески до сушки, г; m_1 – масса навески после сушки, г.

6. Осуществляют полный органолептический контроль гидратированного сырья. Кожевенное сырьё должно быть матово-белым на разрезе по всем топографическим участкам.

7. Операцию мездрения замоченного кожевенного сырья проводят вручную или на машине с полным удалением подкожно-жировой клетчатки.

8. При влажности кожевенного сырья не менее 65% по всем топографическим участкам, его можно направить на дальнейшую обработку.

Замочка мокро-солёного сырья. Из-за наличия в мокро-солёном сырье трудно удаляемой гидратационной влаги в коллагене полное обводнение сырья происходит интенсивнее по сравнению с другими методами консервирования. В процессе отмочки за 3-4 часа мокро-солёное сырьё достигнет максимального обводнения.

Отмочка мокро-солёного кожевенного сырья производят в водных растворах хлористого натрия, бикарбоната натрия, антисептика, сернистого натрия и поверхностно-активных веществ, которые придают кожевенному сырью определенную набухаемость и рассыпчатость.

Отмочка пресно-сухого и сухо-соленого кожевенного сырья. Пресно-сухое кожевенное сырье в период сушки теряет опредённое количество гидратационной влаги. В пресно-сухой кожевенной шкуре влажность регламентируется в пределах 15 %.

Сухо-соленое кожевенное сырье занимает промежуточное положение между пресно-сухим и мокро-соленым. Содержание влажности в сухо-соленом кожевенном сырье должно составлять около 20 %.

Отбор шкур для анализов. Для определения химического состава и физико-механических показателей каракулевых шкур из партии, включающей до 100 шкур, отбирали 3 шт., свыше 100 до 625 шкур включительно – 5 шт., из партии, состоящей более чем из 625 шкур, число отбираемых для анализа шкур определяли по формуле $n = 0{,}2\sqrt{x}$, где x — число шкур в партии, причем n не более 15. Первый объект из партии выбран произвольно, все последующие – через строго определенное число объектов, равное x/n [13]**.**

Метод половинок. При проведении исследований в полупроизводственных условиях использовали метод половинок, при котором изменение интересующего показателя качества выявляли путем сопоставления симметричных половинок одних и тех же шкурок (или полуфабриката); при этом одна половинка является контрольной, а вторая опытной. Подбирали небольшие партии (10-25 шт.) опытных и контрольных половинок, чередуя правые и левые половинки (рис. 6). Контрольную партию обрабатывали по стандартной методике, а опытную − по альдегидному дублению. Поскольку сравнение вели на одних и тех же шкурках, то отклонения в характеристиках половинок обусловлены только изменениями, внесенными в технологический процесс [13].

Результаты и их обсуждение.

Исследование реологических свойств водных растворов химических материалов и кинетических закономерностей поглощения влаги кожей. Водная среда широко используются во всех стадиях технологического процесса в производстве легкой промышленности. Применение водных растворов способствует получению кож с высокими прочностными, эксплуатационными и эстетическими свойствами.

Наибольшее распространение в кожевенном производстве нашли водные растворы химических материалов и их композиции.

Для получения требуемого технологического эффекта от применения двух и более водорастворимых полимеров или других реагентов, кроме правильного выбора компонентов, важное значение имеет исходное соотношение их в композиции, которое существенным образом влияет на свойства обрабатываемых материалов для изделий из кожи.

Закономерности образования поглощения воды (адсорбция) водных средств химических материалов оценивали по изменению реологических характеристик (вязкости) на вискозиметре ВЗУ в виде 5 %-ного водного раствора.

Условную вязкость испытуемых образцов E_{20}^{40} вычисляли по формуле: $B_y = t_1 / t_2$, где t_1 – время истечения образца при температуре 40°С; t_2 – время истечения воды при температуре 20°С.

Вязкость вычисляли с погрешностью не более 0.1°Е. Расхождение между параллельными определениями не превышало 0.1%.

Совместимость исходных компонентов оценивали по экспериментально полученным значениям. На рис. 1 приведены зависимости влияния температуры на вязкость опытных и контрольных образцов водных средств дубильных материалов при различном исходном их соотношении.

Естественно, как и ожидалось, с повышением температуры снижается вязкость водных средств дубильных материалов. При исследовании влияния массовой доли водных средств дубильных материалов, имеющих характер полярности на вязкость систем, установлено, что все полученные зависимости с увеличением температуры имеют плавное снижение вязкости.

Увеличение вязкости смеси объясняется тем, что в макромолекуле неорганических соединений содержится значительное количество амидных, нитрильных и гидроксильных групп, способствующих образованию между отдельными компонентами межмолекулярных связей.

Необходимо отметить, что во всех случаях вязкость традиционно применяемого контрольного неорганического хромового дубителя находится в пределах 10-40 усл.ед., что ниже по сравнению с опытными образцами. Очевидно, это свидетельствует об устойчивости исходных компонентов опытных образцов, а также может быть способствовать их дополнительной пластифицирующей полимеризации.

Для изучения кинетики поглощения влаги с кожей для верха обуви хромового дубления группы из 16 образцов размером 150×25 мм, составленных по методу асимметрической бахромы, увлажняли в водной среде, обработанной водными средствами дубильных материалов.

Контрольные группы образцов кож увлажняли в чистой воде при температуре 20.0±2.0°С. Затем измеряли абсолютную влажность групп образцов через 20, 30, 40, 50 и 60 мин. после намокания.

На рис. 2 представлены кинетика поглощения влаги хромовыми кожами в зависимости от времени увлажнения.

Из полученных результатов выявлено (рис.2) что, с увеличением времени возрастает скорость поглощения влаги кожей. Однако, увеличение времени свыше 50 мин оказывает уже незначительное влияние на скорость поглощения влаги. Это может быть объяснено

особенностями различной смачивающей способности водных средств дубильных материалов. Сначала она приводит к резкому увеличению смачивания за 10-30 мин за счет снижения его поверхностного натяжения, затем значение его достигает минимума до определенной степени. При дальнейшем увеличении времени смачивания, увеличения скорости поглощения влаги не происходит за счет величин поверхностного натяжения.

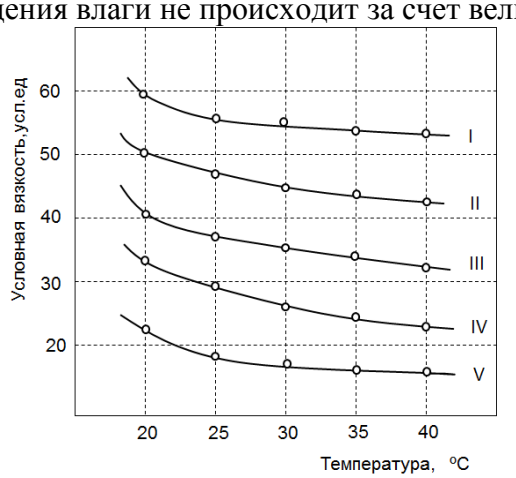


Рис. 1 Влияние температуры на вязкость (I-IV) опытных и контрольных образцов водных средств дубильных материалов при различных исходных их соотношениях I-IV − опытные и V − контрольный хромовый

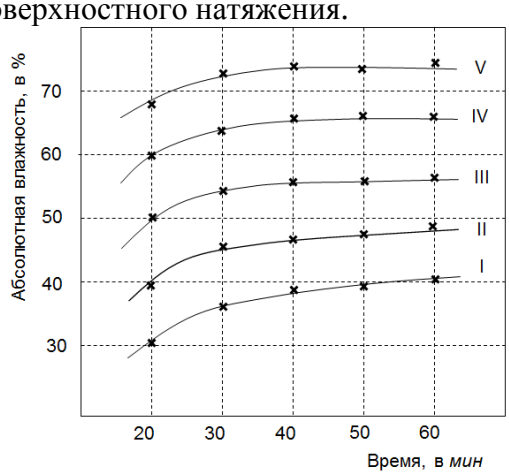


Рис. 2. Кинетика поглощения влаги хромовых кож в зависимости от времени увлажнения: I-IV − опытные и V − контрольные компоненты водных средств хромовых дубильных материалов

Известно, что повышение температуры воды также снижает ее вязкость и уменьшает поверхностное натяжение. Кроме того, скорость поглощения воды капиллярами кожи в этом случае увеличивается за счет термодиффузии, что особенно отражается в процессе отжима полуфабриката для удаления набухшей дермы. Вследствие этого увлажнение хромовых обувных заготовок теплой водой при температуре 40°С широко используется в промышленности.

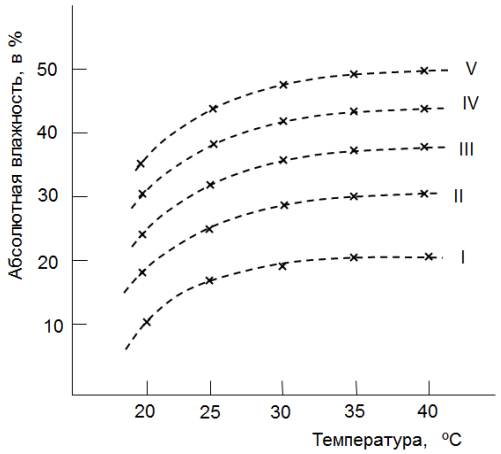


Рис. 3 Кинетика поглощения влаги хромовых кож в зависимости от температуры увлажнения: I-IV − опытные и V − контрольные компоненты водных средств хромовых дубильных материалов. Время 30 мин

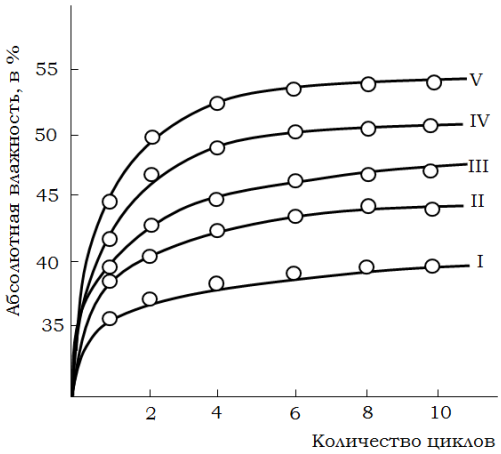


Рис. 4 Влияние водных средств дубильных материалов на сорбцию влаги хромовой кожи при циклическом увлажнении в воде: I-IV − опытные и V − контрольные компоненты гидрофобизаторов

В связи с этим, в настоящем исследовании сопоставлялась скорость поглощения влаги хромовыми кожами различного состава контрольными и опытными водными средствами хромовых дубильных материалов и увлажнении теплой водой при температуре 40°С. Выявленными кинетическими закономерностями (рис.3) определено, что применение повышенной температуры при увлажнении деталей хромовых кож более эффективно, чем применение в естественной температуре.

При этом установлено, что максимальное увеличение скорости увлажнения деталей обуви хромовых кож можно добиться при температуре 30-35 ºС.

В виду того, что хромовая кожа часто используется для верха обуви, которая эксплуатируется зачастую во влажных условиях, имело смысл исследовать влияние водных средств химических материалов на водостойкость хромовой кожи при циклическом увлажнении и сушке. Образцы кожи, увлажненные по различным вариантам и высушенные до воздушно-сухого состояния, подвергались циклическому увлажнению и сушке. Увлажнение проводили в воде при температуре 30° С в течение 35 мин, а сушку – в естественных условиях в течение 48 ч.

Как видно из полученных результатов (рис.4), образцы, предварительно увлажненные водой, практически сохраняют показателя влагопоглощения в 6-10 циклах увлажнения. Определено, что в опытных вариантах, особенно в I – варианте во всех циклах увлажнения абсолютная влажность меньше, чем в контрольном варианте в 1.5-2.0 раза.

В то же время образцы, предварительно увлажнявшиеся контрольными водными средствами химических материалов, имеют большие значения этого показателя.

Однако через 6-10 циклов показатель влагопоглощения образцов кожи, предварительно увлажненной водой, постепенно стабилизируется. Это, очевидно, связано с тем, что вода в дальнейших процессах при контакте с кожей, образует довольно прочные связи со структурными элементами дермы, что надолго повышает намокаемость натуральной кожи и тем самым снижает водостойкость обуви.

Общеизвестно, что улучшение технологических свойств кожи для верха обуви связано с изменением ее физико-механических свойств. В частности, при увлажнении увеличивается тягучесть кожи, а иногда также ее прочность и величина устойчивости ее лица.

Исследование влияния солей, кислот, щелочей, дубителей, жирующих материалов на степень обводненности кожевенного сырья и полуфабриката.

Исследовано влияние химических материалов, технологических параметров процессов и операций выделки меховой овчины, максимально влияющих на прочность кожевой ткани и лицевого слоя меха. Выявлены технологические режимы процесса производства пикелевания шкур.

Альдегиды все еще широко используется в качестве средства для предварительного дубления сухо-соленого и пресно-сухого сырья, а также и в качестве додубливающего агента перчаточных кож. Они придает коже температуру усадки менее 90°С. Это происходит из-за того, что большая часть оксиметиленовых мостиков образует сшивки, поэтому это вызывает повышение температуры усадки.

Обнаружено, что глутаровый альдегид оказывает смягчающее воздействие на кожу, а также обладает способностью делать кожу более восприимчивой к последующим химическим воздействиям, придает ей водоотталкивающие свойства и другие специфические эффекты. Произведено пикелевание [14] голья хлористым натром и серной кислотой. Далее введен хром-дубитель с расходом 0.5-0.6 % от массы перерабатываемого голья в пересчете на Cr_2O_3 с продолжительностью 2-4 ч. Затем введен диальдегид алифатического ряда в количестве 3-6% с продолжительностью 2-3 ч. В качестве диальдегида использован глиоксаль или глутаровый альдегид.

Также в известной работе [15] в дубильный раствор с дубителем 20-30 г/л при перемешивании введена 8-12 г/л аминокапроновая кислота при температуре 26-32 °С. Через два часа от начала процесса дозирован карбонат натрия. Толщина готовых кож имела 0.6-1.2 мм, прочность на разрыв не менее 0.8 кгс/мм при удлинении 30-40 %.

Изучена возможность применения данного способа для меха. Для этого в баркас наливали воду, добавляли сульфат алюминия, щавелевую кислоту, неионогенный ПАВ и после перемешивания загружали шкурки. Через 8 часов после загрузки шкурок добавляли

кальцинированную соду к pH= 3.5-3.8, еще через 8 часов добавляли Coripol-celclikler. За 12 часа до окончания процесса в ванну добавляли дубитель Tannit AK [16].

Разработана технология производства меховой и шубной овчины, позволяющая получить меховую продукцию с высокими эксплуатационными и технологическими свойствами: у волосяного покрова повышается температура текучести на 3.6 % и 4.2 %, пористость на 5.2 % и 4.8 %, прочность на разрыв на 15% и 14%; у кожевой ткани предел прочности при растяжении на 28 % и 26 %, относительное удлинение, на 10 % и 12 % соответственно, при сохранении эластичности. Готовая продукция характеризуется отсутствием образования электрических зарядов на поверхности: напряженность электрического поля и плотность электрических зарядов на поверхности меха при трении [17].

Показано [18], что при намазном способе обработки меховой овчины исключается риск свойлачивания волосяного покрова, что обеспечивает улучшение комплекса утилитарных свойств. Разработан способ определения пропикелеванности кожевой ткани овчин по показателю остаточного удлинения. Установлено, что в ходе пикелевания происходит увеличение пластических деформаций кожевой ткани и выравнивание этих значений по всей площади шкуры. Наименьшим показателем жесткости через 24 часа пикелевания обладали образцы, обработанные муравьинокислым пикелем (2.0 Н), чуть выше – у овчин, обработанных уксусным пикелем (26 Н). Наименьшее снижение показателя жесткости кожевой ткани при растяжении наблюдалось при пикелевании составами, содержащими смеси минеральной и органической кислот. Помимо механических воздействий, интенсификации процессов жидкостной обработки можно достичь путем различных физических воздействий на полуфабрикат и рабочие растворы (обработка под давлением и/или в вакууме [19], воздействием электрического тока, плазмы, вибровоздействием, облучением рабочего раствора ультразвуком, рентгеновскими лучами и т. д.).

В ранних исследованиях для получения наполнителя для каракуля [20], включающем обработку его наполняющей композицией в присутствии ненасыщенного мономера использовалась акриловая кислота в количестве 2.3-10.9 % от всей массы реагируемой мочевино-формальдегидной смолы при температуре 50-60°С, продолжительностью 1.5-2.5 часа. Процесс наполнения каракулевых шкур ведут предлагаемым составом 1.0-5.0 г/л, с жидкостным коэффициентом 8.0, при температуре 30-40 °С, продолжительностью 6.5-7.5 час. Технологические параметры обработки каракуля способствовали получению готового каракулевого меха с высокими эластичными и пластичными свойствами. В результате применения синтетических дубителей и модифицированной карбамидоформальдегидной смолы в процессах дубления и наполнения увеличена сортность каракуля на 1.2 %. С увеличением выхода каракуля также улучшены свойства каракуля, в том числе прочность при растяжении повышена на 9.6 %.

Влияние солей, кислот, щелочей, дубителей, жирующих материалов на степень обводненности кожевенного сырья и полуфабриката. В настоящее время в кожевенной промышленности достаточно широко применяются различные соли, щелочи, кислоты, дубители и жиры. И все они по-разному влияют на степень обводненности кожевенного сырья и полуфабриката. В результате их взаимодействия (кожи с электролитами) происходит не только увеличение активности, но и сродство коллагена, приводящее к повышению степени набухания сырья или полуфабриката кожи.

Например, изучение природы взаимодействия растительных таннидов с глутаровым альдегидом и мочевино-формальдегидным олигомером модифицированной сакриловой кислотой [21] представляет определенную трудность из-за их сложного строения. В настоящем исследовании в качестве объекта исследования выбраны соли хлористого натрия (NaCl), щелочь-натрий карбонат (Na_2CO_3), уксусная кислота (CH_3COOH), интерполихромкомплексный дубитель, синтетический жир и мимоза. Такой выбор сделан, исходя из совместимости их с коллагеном кожи, а также некоторых известных по широте применения в

кожевенной промышленности. По известной методике приготовляли необходимые и аналитические растворы реагентов. Во всех вариантах опытов использовали 20 %-ный водный раствор.

Цифровым оптическим тринокулярным микроскопом (ЦОТМ) модели KXL-2001 (с 5 мР цифровой камерой) исследованы внутренние структурные изменения образцов 1 − NaCl, 2 − Na_2CO_3, 3 − CH_3COOH, 4 − интерполихромкомплексный дубитель, 5 − синтетический жир.

Последовательно все образцы шкур ставили на ЦОТМ и делали микрофотографии их волосяной поверхности и бокового среза торца (табл. 1 и 2).

Таблица 1

Характеристика свойств внешнего вида образцов кожи, обработанной различными солями, щелочью, кислотой, дубителем и жиром, хлористым натрием (NaCl), щелочь-натрий карбонатом (Na_2CO_3), уксусной кислотой (CH_3COOH), интерполихромкомплексным дубителем и синтетическим жиром

№	Образцы шкур	Вид обработки	Характеристика внешнего вида каракуля
1.	1-кожа	NaCl	Светло-белая кожа, менее однородная, с заметной сеткой белых пучков
2.	2-кожа	Na_2CO_3	Довольно однородная, светло-желтого цвета ткань с блестящими сглаженными участками и равномерными пучками микофибрилл
3.	3-кожа	CH_3COOH	Относительно однородная со сглаженными участками макропучками и утолщениями
4.	4-кожа	Интерполихром-комплексный дубитель	Светло-зеленая, гладкая, сглаженная, однородная ткань с незаметной сеткой пучков
5.	5-кожа	Синтетический жир	Бело-матовая, не гладкая, неоднородное плетение с незаметными сетками пучков

Таблица 2

Характеристики лицевой поверхности и торца ЦОМ фотоснимков образцов кожи, обработанных сразличными солями, щелочью, кислотой, дубителем и жиром

№	Система	Ранг	Образец	Характеристика внешнего вида кожи
1.	1-кожа	3	Лицевая поверхность	Однородная, гладкая, зернистая, сдвиги, округлые области, как холмы (35-60 мкм)
			Торец	Волокнистая, менее рыхлая, не плотно упакованная, промежутки (22-58 мкм)
2.	2-кожа	1	Лицевая поверхность	Очень однородная, есть области сглаженные с макро- и микроволокнами, фибриллы с гладкими участками, зернистые, без углублений (5-10мкм)
			Торец	Более волокнистая, сильно рыхлая, не упакована, промежутки (6-12 мкм)
3.	3-кожа	2	Лицевая поверхность	Более однородная, сглаженная, менее выражены углубления, зернистость меньше, волокнистые элементы редкие, имеются промежутки (8-20 мкм)
			Торец	Волокнистая, более рыхлая, упакована, промежутки (15-30 мкм)
4.	4-кожа	4	Лицевая поверхность	Более неоднородная, грубая, крупнозернистая, фибриллы неравномерно расположены, плотно упакованы (90-170 мкм)
			Торец	Неоднородная, негладкая, волокнистая, не рыхлая, плотно упакована, промежутки (60-150 мкм)
5.	5-кожа	5	Лицевая поверхность	Неоднородная, негладкая, зернистая округлые сдвиговые области, углубления (72-125)
			Торец	Менее волокнистая, менее рыхлая, не плотно упакованы промежутки (36-114 мкм)

Также лицевая поверхность кожи меняется более существенно и зависит от вида и природы используемых компонентов.

Есть области, неравномерно сглаженные с макропучками и грубые зернистые, плотные, склеенные с упаковками и участки без углублений, что и можно было заранее предполагать без степени изменения структурных свойств, свойственных обработанных синтетическим жиром.

После обработки шкур с хлористым натрием кожа также представляется однороднозернистой с более сглаженными округлыми областями (в виде холмов).

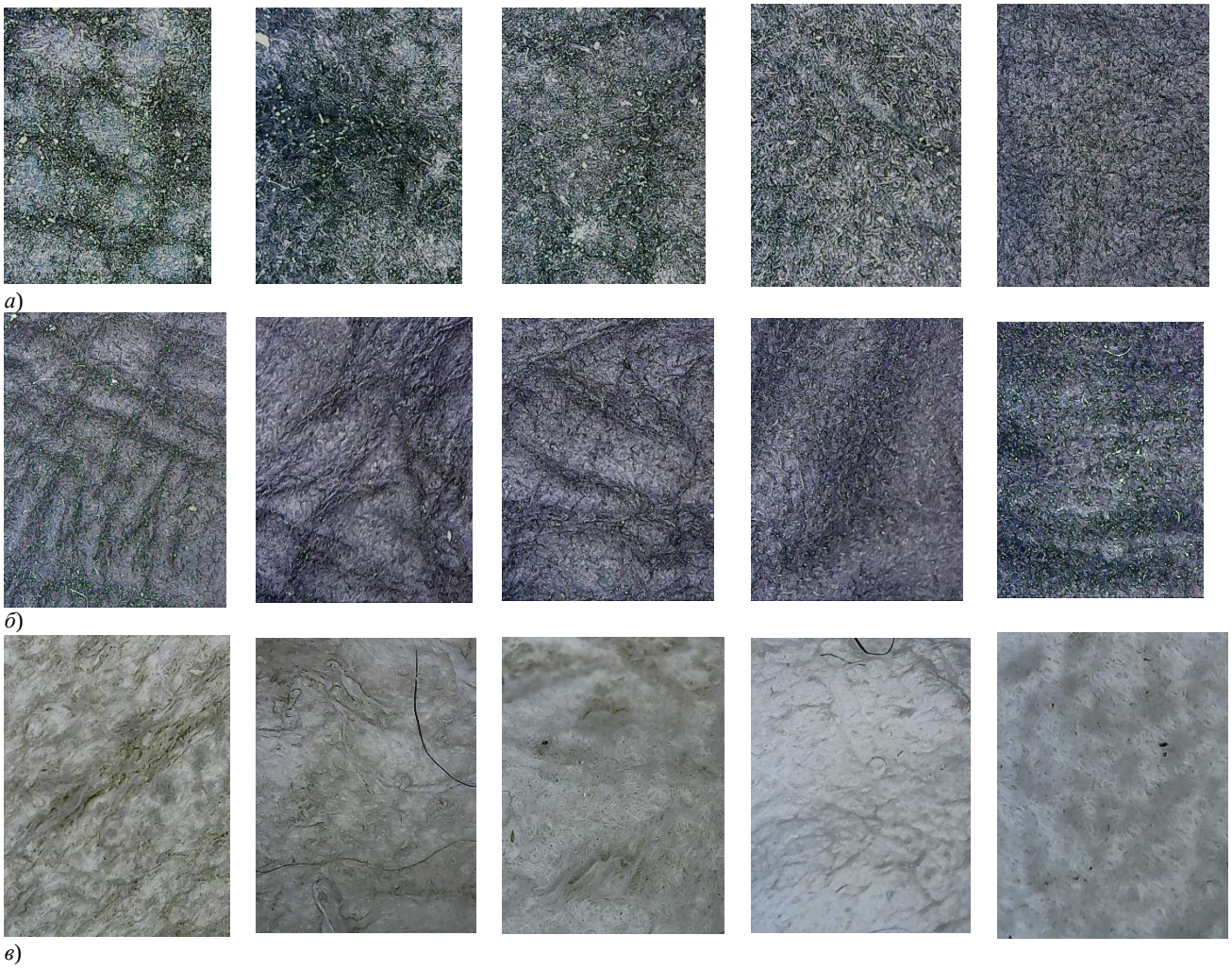


Рис.5. Цифровые микрофотографии поверхности влажной кожи, обработанной различными солями, щелочью, кислотой, дубителем и жиром. Увеличение: а) 50; б) 100 и в) 200 раз

Так, при обработке шкур с уксусной кислотой, особенно лицевой поверхности и торца, кожа, как и следовало ожидать, практически не меняется, только становится менее рыхлой с промежутками меньших размеров, возможно за счет кислого набухания волокон при обработке.

Обработка с дубителем дает более однородную структуру поверхности, которая становится сглаженной с менее выраженными углублениями и зернистостью и способствует появлению волокнисто-пластинчатых элементов.

Наконец, наибольшие изменения структуры дермы наблюдаются при обработке с карбонатом натрия. На опытных образцах шкур, обработанных с Na_2CO_3 структура очень однородная, есть области сглаженные с макро- и микро волокнами, фибриллы с гладкими участками, зернистые, без углублений (5-10мкм). При этом изменение структуры каракулевых шкур происходит более интенсивно в следующем ряду в зависимости от вида обработки:

5-кожа<4-кожа<1-кожа<3-кожа<2-ккожа

Можно заключить, что исследование опытных образцов шкур показало, что обработка ее с Na_2CO_3 и интерполихром-комплексным дубителем приводит к некоторым структурирующим свойствам и к однородности структуры.

Заключение

1. Установлено, что равномерность внутреннего распределения влажности (воды) кожи, обработанный с карбонатом натрия в структуре дермы шкур обусловлена широким и равномерным распространением молекул воды на промежутках пучков волокон в

виде блоков и массивов, приводящим к резкому снижению эффективного радиуса пор, что способствует повышению эксплуатационных свойств готовых изделий.

2. Исследована морфологическая структура обведенности шкур в зависимости от вида электролитов и среды. Установлено, что на опытных образцах обработанных шкур структура очень однородная, имеются области, сглаженные с макро- и микроволокнами, фибриллы с гладкими участками, зернистые, без углублений.

3. Анализ известных способов обводнения кожевенного сырья показывает, что применение оптимального подбором электролитов, кислот и оснований для выработки кожи и меха позволяет определенным образом ускорить процесс производства, повышается качество выпускаемой продукции и снижается распространение вредных веществ в окружающую среду и водоемы.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Бахадиров Г.А.* Механика отжимной валковой пары. Ташкент, Фан, 2010. –156 с.

[2] *Bahadirov G.A., Amanov A.T., 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 / Materials. Volume 12, Issue 21, November (1) 2019. ISSN: 1996-1944. Basel, Switzerland.

[3] *Morera J.M., Bacardit A., Olle L., Costa J., Germann H.P.* Study of a Chrome Tanning Process with out Flo at and with Low-Salt Contentas Compared to A Traditional Process Part II // Journal of the American Leather Chemists Association. 2006, Vol.101, No.12, pp. 454-460.

[4] *Yasmeen G.A.R.* Magnetic chitosan modified with cysteine-glutaraldehyde as adsorbent for removal of heavy metals from water // J. Environ. Chem. Engineering. 2016, No.4, pp. 3835-3847.

[5] *Erdem M.* Chromium recovery from chrome shaving generated in tanning process. J. Hazardous Mat. 2006. No.129, pp. 143-146.

[6] *Rachmawati L., Anggriyani E.* The Use of Glutaraldehyde Tanning Materials for Goat Skin Tanning // Indonezian Society for Sustainabl Tropical Animal Production (ISSTAP). BullettinofAnimal. 2018, No. 42(2), pp. 145-149.

[7] *Chakraborty, D., Quadery A.H., Azad M.A.K.* Studies on the tanning with glutaraldehyde as an alternative to traditional chrome tanning system for the production of chrome free leather // Bangladesh J. Sci. Ind. Res. 2008, No.43, pp. 553-558.

[8] *Kasmudjiastuti E.B, Pidhatika I.F., Pahlawan G., Griyanitasari G.*. Tannery sustainable development (non chrome) with vegetable tanning materials for leather upper shoes / Balai Besar Kulit, Karet dan Plastik, Yogyakarta. 2016.

[9] *Ork N., Ozgunay H., Mutlu M.M., Ondogan Z.* Comparative Determination of Physical and Fastness Properties of Garment Leathers Tanned with Various Tanning Materials for Leather Skirt Production: Tekstil ve Konfeksiyon, 2014, 24 No. 4. P.413-418.

[10] *Ozgunay H., Mutlu M.M., Tosun C.C., Demirci Ö., Abali O., Kaman Y., Sepici T.* Practices on ecological Chromium Tanning System // Leather and Footwear Journal. 2018, No. 18, pp. 195-202.

[11] Василенко Е.Н. Разработка технологии производства меховой овчины бытового назначения с комплексом специальных потребительских свойств. Автореф. дисс. на соискание уч.степ. к.т.н. Москва. 2005 г. −24 с.

[12] *Marx S. et al.* A new green leather // World Leather. 2012. No. 2.

[13] *Qodirov T.J., Boymanov Sh.O.* Texnik nazorat va sifatni boshqarish" fanidan amaliy mashg'ulotlarni bajarish bo'yicha uslubiy ko'rsatma. Toshkent. TTYESI, 2024, 48 б.

[14] Чурсин В.И., Львова А.Н., Шапкарина Н.П. Способ комбинированного дубления. Патент № 2322509 РФ. Опубл. 20.04.2008, Бюл. №11.

[15] Панов В.П., Гюльханданьян Е. М., Маркова Т.И. Способ дубления шкур. Патент № 238670213 РФ. Опубл. 20.04.2010, Бюл. №11.

[16] *Кротова С.Ю.* Разработка ресурсосберегающей технологи и выделки меховых шкурок с применением солей алюминия. Автореферат дисс. на соискание уч.степ. к.т.н. Казань. 2009, −18 с.

[17] *Шарифуллин Ф.С.* Научно-технологические основы производства меха с регулируемым и эксплуатационными свойствами за счет применения плазмы ВЧ разряда пониженного давления. Автореферат дисс. на соискание уч. степ. к.т.н. Казань, 2011, −34 с.

[18] *Попов В.В*. Разработка технологии подготовки меховых овчин к намазному дублению-жированию. Автореферат дисс. на соискание уч. степ. к.т.н. Москва, 2004, −28 с.

[19] *Tombetti F*. Procèdè de corroyage, tannage, teinture, graissage des peauxanimalesdans des rècipients sous pression. Патент № 2309639 Франция. Заявка № 19760012739, заявл. 29.04.1976. Опубл. 26.11.1976.

[20] *Кодиров Т.Ж., Казаков Ф.Ф., Шамсиева М.Б., Тошев А.Ю., Таджиходжаев З.А., Содиков Н.А., Жумаева Ш.Т., Адашов М.И.* Состав наполнителя для каракуля. Патент № IAP 05887 РУз. Опубл. 12.06.2019, Бюл. № 6.

[21] *Ramazanov B.G., Kodirov T.J.* Investigation of structural formation of aminoaldegyde oligomers in the inner surface of leather // European Science Review. 2018, No. 7-8, pp. 64-68. URL:https://ppublishing.org/journals/337/

Дата поступления
21.02.2024

Бахадиров Г.А., Кодиров Т.Ж., Бойманов Ш.О., Набиев А.М. Чарм-мўйна ярим маҳсулотига механик ишлов беришда унинг намлигига турли функционал–фаол реагентларни таъсирини тадқиқоти.

Аннотация. *Мақолада чарм-мўйна ярим маҳсулотига технологик машиналарда механик ишлов бериш жараёнларининг сифатини ошириш мақсадида ярим маҳсулот ва хом-ашёни намлик даражасига ёглантирувчи материал, ошловчи, ишқор, кислота ва тузларнинг таъсири ўрганилган. Тери тўқимасига намликнинг ютилиш кинетик қонуниятилари ва кимёвий материаллар сувли эритмаларининг реологик хоссалари ўрганилган. Тажриба ва назорат ошловчи материал сувли эритма намуналарининг турли хил дастлабки нисбатига ҳароратнинг таъсирига боглиқлиги қайд этилган. Хром чармларини даврий намлантирилганда сувнинг сорбциясига сувли ошловчи воситаларини таъсири аниқланган.*

Калит сўзлар: *механик ишлов бериш; валли стенд; хом ашё; тери; чарм; электролит; намликка тўйинганлик; структура; дерма; намлик.*

Bahadirov G.A., Kodirov T.Zh., Boymanov Sh.O., Nabiev A.M. Studies of the influence of various functionally active reagents on the water content of the semi-finished leather-fur product during their mechanical processing.

Abstract. *In the article, in order to improve the quality of the processes of mechanical processing of leather and fur raw materials on technological machines, the influence of salts, acids, alkalis, tanning agents, fattening materials on the degree of watering on raw hides and semi-finished products is studied. The rheological properties of aqueous solutions of chemical materials and the kinetic patterns of moisture absorption by the skin were studied. Dependences of the influence of temperature on the viscosity of experimental and control samples of aqueous agents of tanning materials have been established for different initial ratios. The effect of aqueous agents of tanning materials on the moisture sorption of chrome leather during cyclic moistening in water was determined.*

Keywords: *machining; roller stand; raw materials; skin; leather; electrolyte; water content; structure; dermis; humidity.*

УДК 621.01

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ СЕМЯОТВОДЯЩЕЙ ТРУБЫ С ДИАМЕТРОМ 125 ММ

[1]Мухаммадиев Д.М., [1]Эргашев И.О., [1]Абдусаломов М., [1]Примов Б.Х., [2]Жамолова Л.Ю.

[1]Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан
[2]Ташкентский государственный аграрный университет, Ташкент, Узбекистан
E-mail: davlat_mm@mail.ru

Аннатация. *Статья описывает результаты экспериментального анализа эффективности работы перфорированной трубы для удаления семян. Для измерения её практической производительности применялся 30-пильный волокноотделитель с секцией очистки. В результате проведенных экспериментальных исследований по выявлению эффективности семяотводящей трубы установлено, что максимальное значение производительности семяотводящей трубы достигается при значениях плотности сырцового валика 224.6 кг/м^3 и частоты вращения семяотводящей трубы 320 об/мин. В целом установлено, что при вышеуказанных параметрах увеличение производительности по выводу семян через семяотводящую трубу составляет 16.4%.*

Ключевые слова: *пильный волокноотделитель; очистительная секция; труба для выведения семян; отверстия; размер; скорость вращения; плотность; хлопковые семена; производительность; экспериментальные исследования; уравнения регрессии.*

В статье [1] представлен анализ принципов работы волокноочистительной машины 4ДП-130, широко используемой на хлопкоперерабатывающих предприятиях. В результате анализа изучены его недостатки в процессе эксплуатации. Установлено, что из-за износа рабочей части колосников пильных джинах волокно, отделившееся от зубьев пилы в процессе джинирования, образует забои, а в результате трения пилы повышается температура в рабочей части колосника. В результате качество волокна ухудшается, если вовремя не устранить забои, то можно наблюдать возгорание волокна.

В работе [2] изучено движение летучки в зоне контакта ее с гарнитурой пильного цилиндра при реализации законов взаимодействия летучки с зубьями гарнитуры. Вид законов взаимодействия при этом зависит от величины силы контакта. На начальном участке зоны контакта контактная сила линейно зависит от перемещения. Далее контактная сила начинает уменьшаться, что приводит к отрыву волокон с поверхности семян. На основе анализа результатов часовых расчетов установлено, что с ростом числа зубьев, количество захватываемых волокон, абсолютное перемещение летучки интенсивно растет, при этом, в

зависимости от числа зубьев, относительное перемещение достигает максимального значения, а далее оно начинает падать, что означает начало торможения летучки относительно барабана.

В статье [3] представлен алгоритм и результаты численно-экспериментальных исследований по качественной и количественной оценке закона движения хлопка сырца. Равномерная подача хлопка сырца в рабочую камеру оказывает прямое влияние на эффективность процесса джинирования. В процессе джинирования хлопок попадает в рабочую камеру джина. В результате вращения пильного цилиндра в рабочей камере образуется сырцовый валик. Установлено, что в этом процессе актуальной задачей является обеспечение того, чтобы сырцовый валик состоял из мелких летучек и был равномерным по времени и ширине джина.

В статье Н.К. Сафарова [4] определена возможность семявыделения оголенных семян из рабочей камеры сырцового пильного джина с помощью вспомогательных семявыводящих устройств, установленных на хлопкоочистительном заводе. Экспериментально определено время задержания оголенных семян в рабочей камере. Приведена формула математической модели на основе результатов, полученных экспериментальным путем. На основе теоретических и экспериментальных исследований были получены результаты по повышению качества волокна, семян и производительности джина по выделению оголенных семян из рабочей камеры. По результатам полнофакторного эксперимента построены графики зависимости времени нахождения оголенных семян от производительности джина, числа оборотов семявыводящих устройств и количества оголенных семян.

В исследовании Д.М. Мухаммадиева [5] предложен 156-пильный джин с оптимальной частотой вращения семяотводящей трубы в 388.4 об/мин. Этот джин обеспечивает производительность 14.1 кг волокна на пилу в час и перемещение до 147.2 кг семян в час шнеком. При этом для энергосбережения и упрощения конструкции шнек установлен стационарно. Однако вышеуказанные исследования проведены в однокамерной конструкции пильных джинов.

В работе [6] приводится материалы исследований машинного агрегата семяотводящего устройства пильного джина с вращающимся шнеком. Составлено уравнение движения машинного агрегата семяотводящего устройства пильного джина и экспериментально определены моменты инерции электродвигателя и семяотводящего устройства с вращающимся шнеком. Установлено, что максимальное значение угловой скорости семяотводящей трубы достигает 48.69 рад/с при t=2.04с с опозданием от электродвигателя на 0.4 с, а максимальное значение угловой скорости семяотводящего шнека составляет 73.04 рад/с.

Для экономии энергии и ресурсов предложена новая конструкция пильного джина с очистительной секцией [7], в которой объем рабочей камеры уменьшен на 25%. Целью экспериментального исследования является установление оптимальной производительности семяотводящего устройства в зависимости от плотности сырцового валика и скорости вращения семяотводящей (перфорированной) трубы диаметром 125 мм.

Целью экспериментального исследования является анализ влияния плотности сырцового валика и скорости вращения семяотводящей (перфорированной) трубы диаметром 125 мм на повышение производительности семяотводящего устройства.

Планирование экспериментального исследования позволяет целенаправленно провести его, определяя количество опытов и условия их проведения для достижения поставленной задачи с необходимой точностью [8].

Предварительные исследования показали, что ключевыми факторами, влияющими на производительность семяотводящего устройства, являются X_1– плотность сырцового валика и X_2 – частота вращения семяотводящей трубы диаметром 125 мм. Установленные

значения этих факторов варьируются в диапазоне: X_1 – от 219 до 227 кг/м³, а X_2 – от 280 до 360 об/мин.

Для определения влияния основных факторов X_1 и X_2 используем матрицу ортогонального планирования второго порядка для двухфакторного процесса. Выбор такой матрицы обусловлен тем, что линейная математическая модель неадекватна для исследуемого процесса. Матрица планирования второго порядка для двухфакторного процесса с условием эксперимента представлена в табл. 1.

В табл. 1 представлены условия проведения эксперимента. Кодирование значения уровней факторов производится по формуле

$$x_{Bi} = +1 = \frac{X_{Bi}^{H} - X_{Oi}^{H}}{\Im_i}, \quad x_{Hi} = -1 = \frac{X_{Hi}^{H} - X_{Oi}^{H}}{\Im_i} \qquad (1)$$

Эксперимент проведен на 30-пильном волокноотделителе со следующими плотностями сырцового валика ρ – 219; 223; 227 кг/м^3 и частотой вращения перфорированной трубы $n_т$ – 280; 320; 360 мм.

Таблица 1

Матрица планирования эксперимента

№	X_o	X_1	X_2	$X_1 \cdot X_2$	$(X_1')^2$	$(X_2')^2$	Рабочая матрица	
							ρ, кг/м^3	$n_т$, об/мин
1	+	+	+	+	0.33	0.33	227	360
2	+	-	+	-	0.33	0.33	219	360
3	+	+	-	-	0.33	0.33	227	280
4	+	-	-	+	0.33	0.33	219	280
5	+	-	0	0	0.33	-0.67	219	320
6	+	+	0	0	0.33	-0.67	227	320
7	+	0	-	0	-0.67	0.33	223	280
8	+	0	+	0	-0.67	0.33	223	360
9	+	0	0	0	-0.67	-0.67	223	320

Перед экспериментом произведены замеры объема рабочей камеры, массы сырцового валика. Эксперимент проводился в следующей последовательности: в процессе волокноотделения обеспечивались необходимая плотность сырцового валика и частоты вращения перфорированной трубы. В результате проведенных экспериментов получены значения производительности семяотводящей трубы.

Для получения достоверных результатов исследования эксперимент проведен при переработке одинаковой партии, сорта и разновидности хлопкового волокна (С-6524, II–сорт, ручной сбор).

Перед процессом отделения волокна хлопок подвергался предварительной сушке и очистке в соответствии с установленным технологическим регламентом переработки. Влажность хлопка-сырца соответствовала установленным нормам (7-8%). Эксперимент проводился в следующей последовательности: подготовка пильного волокноотделителя к работе,

Рис. 1. 30-пильный волокноотделитель с семяотводящим устройством

пуск пильного цилиндра, семяотводящей трубы и холостая проработка, пуск питателя волокноотделителя. Отбор проб семян для лабораторного анализа производили согласно методике отбора [8].

В соответствии с требованиями ортогонального планирования эксперимента [8], варьируя диапазон плотности сырцового валика и скорости вращения семяотводящей трубы, проводились повторные эксперименты для определения характера изменения производительности семяотводящей трубы. Результаты этих экспериментов представлены в табл. 2.

Таблица 2

Результаты эксперимента по производительности семяотводящей трубы

№	Значения факторов		Повторности по производительности семяотводящей трубы по семени, кг/час					
	ρ, кг/м^3	$n_т$, об/мин	y_1	y_2	y_3	y_4	y_5	$\bar{y}_n$
1	227	360	120.80	121.15	122.55	122.90	121.85	121.85
2	219	360	88.94	88.43	89.45	89.71	88.17	88.94
3	227	280	120.79	121.84	122.54	122.89	121.14	121.84
4	219	280	104.11	103.51	104.71	105.01	103.21	104.11
5	219	320	116.52	116.85	118.21	118.54	117.53	117.53
6	227	320	143.00	144.24	145.07	145.48	143.41	144.24
7	223	280	126.48	125.76	127.20	127.55	125.41	126.48
8	223	360	117.48	117.82	119.18	119.52	118.50	118.50
9	223	320	145.32	146.58	147.42	147.84	145.74	146.58

Математическая обработка результатов эксперимента, приведена в табл. 3.

Таблица 3

Результаты обработки данных эксперимента по производительности семяотводящей трубы

№ опыта	f_N	S_N^2	$\bar{y}$	$\hat{y}$	$\bar{y}-\hat{y}$	$(\bar{y}-\hat{y})^2$
1	5	0.797	121.85	120.23	1.624	2.638
2	5	0.425	88.94	88.19	0.754	0.569
3	5	0.797	121.84	120.35	1.491	2.223
4	5	0.582	104.11	103.49	0.621	0.386
5	5	5.741	121.53	121.49	0.039	0.002
6	5	1.117	144.24	145.94	-1.701	2.893
7	5	0.832	126.48	127.18	-0.698	0.487
8	5	0.754	118.50	119.46	-0.964	0.930
9	5	1.153	146.58	148.97	-2.394	5.733
Сумма	45	12.197	1094.07	1095.30	-1.227	15.859

Приняв уровень надежности P=0.95 [8], производим оценку точности измерений, для чего определим дисперсии ошибок эксперимента по формуле

$$\sigma^2 = S^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}\left(y_i - \bar{y}\right)^2 \qquad (2)$$

где $\bar{y} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} y_i$ среднее арифметическое значение результатов измерений.

В точечной оценке при неизвестной точности измерений доверительная оценка имеет вид

$$\left|a - \bar{y}\right| < \mathrm{t(P;k)}\frac{\mathrm{S}}{\sqrt{\mathrm{n}}}, \qquad (3)$$

где множитель *t(P;k)* зависит уже не только от доверительной вероятности, но от числа измерений n. Здесь *a* – искомая истинная величина измеряемого параметра. *k* – число степеней свободы.

При симметричной доверительной оценке имеем

$$(\bar{y} - \varepsilon) < a < (\bar{y} + \varepsilon), \qquad (4)$$

где ε – ошибка измерений.

К примеру, при плотности сырцового валика ρ=227 кг/м^3 и частоте вращения семяотводящей трубы $n_т$=320 об/мин в пяти повторностях была следующая производительность семяотводящей трубы y_1=143.0 кг/ч; y_2=144.24 кг/ч; y_3=145.07 кг/ч; y_4=145.48 кг/ч; y_5=143.41 кг/ч.

Для оценки точности измерений при доверительной надежности 0.95 определим среднее арифметическое значение $\overline{y}$:

$$\overline{y} = \frac{1}{5}(y_1 + y_2 + y_3 + y_4 + y_5) = (143.0+144.24+145.07+145.48+143.41)/5=144.24 \text{ кг/ч}$$

и определим эмпирическую дисперсию:

$$S = \sqrt{\frac{1}{\text{n - 1}}\left[(y_1 - \overline{y})^2 + (y_2 - \overline{y})^2 + (y_3 - \overline{y})^2 + (y_4 - \overline{y})^2 + (y_5 - \overline{y})^2\right]} = 1.056 \qquad (5)$$

По распределению Стьюдента из [8] при P=0.95 и k=4, t=t (P;k)=2.776. Тогда средняя арифметическая ошибка составляет

$$\varepsilon = \text{t(P;k)}\frac{\text{S}}{\sqrt{\text{n}}} = 2.776\frac{1.056}{\sqrt{5}} = 1.312 \qquad (6)$$

При симметричной доверительной оценке

$$(144.24 - 1.312) < a < (144.24 + 1.312) \text{ или } 142.928 < a < 145.552 \qquad (7)$$

Таким образом, истинное значение параметра производительности семяотводящей трубы находится в диапазоне от 142.928 до 145.552. Анализ показал, что все результаты лабораторных анализов находятся в пределах доверительного уровня 0.95.

В такой последовательности производится доверительная оценка всех остальных опытов.

Исключая эти значения, определяем дисперсии ошибок каждого опыта. Дисперсии ошибок приведены в табл. 3.

Проверяем однородность дисперсий. Однородность дисперсий определяется по критерию Фишера по формуле [8]

$$F_{pac} = \frac{S^2_{\max}}{S^2_{\min}} \le F_{tab} \qquad (8)$$

Согласно требованиям ортогонального планирования эксперимента, изменяя интервал варьирования плотности сырцового валика и частоты вращения семяотводящей трубы, проводили повторные эксперименты по определению характера изменения производительности семяотводящей трубы (табл. 2). Математическая обработка результатов эксперимента приведена в табл. 3.

Проверяем однородность дисперсии, определяя её по критерию Фишера [8]. При f=5 для максимальной дисперсии и f=5 для минимального табличного значения критерий Фишера составляет $F_{таб}$=5.05 [8].

Тогда по условию однородности дисперсий:

$$F_{pac} = \frac{S^2_9}{S^2_4} = \frac{1.153}{0.425} = 2.716 < 5.05 \ .$$

Таким образом, все дисперсии однородны и проведенный эксперимент обладает свойством воспроизводимости.

Выберем математическую модель для изучаемых критериев в виде полинома второй степени

$$Y = b_o + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + b_{11} \cdot x_1^2 + b_{22} \cdot x_2^2 \ . \qquad (9)$$

Определим коэффициенты b_o , b_1 , b_2 , b_{12} ,b_{11} ,b_{22} соответственно по формулам [8]:

$$b_o = b_o^{'} - b_{11} \cdot x_1^2 - b_{22} \cdot x_2^2 \qquad (10)$$

$$b_i = \frac{\sum_1^6 x_i \cdot \overline{y}}{6} \qquad (11)$$

$$b_{ij} = \frac{\sum_{1}^{4} x_i \cdot x_j \cdot \bar{y}}{4} \qquad (12) \qquad b_{ii} = \frac{\sum_{1}^{9} (x'_{iu})^2 \cdot \bar{y}}{9} \qquad (13)$$

Подставляя соответствующие значения из таблицы 3 в формулы (10 – 13), находим коэффициенты: b_o=148.974; b_1=12.225; b_2=– 3.857; b_{12}=3.795; b_{11}= – 15.258; b_{22}=–25.653. Тогда уравнения регрессии (9) имеет следующий вид:

$$y=148.974+12.225 \cdot x_1 - 3.857 \cdot x_2 + 3.795 \cdot x_1 \cdot x_2 - 15.258 \cdot x_1^2 - 25.653 \cdot x_2^2 \ . \qquad (14)$$

Произведем оценку значимости коэффициентов уравнения регрессии (14). Определим дисперсии воспроизводимости:

$$S^2_{восп} = \frac{S_1^2 \cdot f_1 + S_2^2 \cdot f_2 + ...+ S_9^2 \cdot f_9}{f_1 + f_2 + ...+ f_9} = 5 \cdot 12.197/45 = 1.355 \ . \qquad (15)$$

Используя уравнение (16) найдем значения дисперсии ошибок коэффициентов (17):

$$S^2_{b_i} = \frac{S^2_{восп}}{\sum_{1}^{N} x^2_{iu}} \quad ; \qquad (16)$$

$$S^2_{b_o} = 1.355/9 = 0.151; \qquad S^2_{b_1} = S^2_{b_2} = 1.355/6 = 0.226;$$
$$S^2_{b_{12}} = 1.355/4 = 0.338; \qquad S^2_{b_{11}} = S^2_{b_{22}} = 1.355/2 = 0.677. \qquad (17)$$

Рассчитываем значения квадратичных ошибок из (17):

$$S_{b_o} = 0.388 \qquad S_{b_1} = S_{b_2} = 0.475$$
$$S_{b_{12}} = 0.582 \qquad S_{b_{11}} = S_{b_{22}} = 0.823 \qquad (18)$$

Погрешности в оценке коэффициентов (19) определим по формуле $\Delta b_i = \pm \frac{t \cdot S_{b_i}}{\sqrt{N}}$.

Здесь t – табличное значение критерия Стьюдента; N – число опытов при N=9, t=2.262 [8].

$$\Delta b_o = 2.262 \cdot 0.388/3 = \pm 0.292, \qquad \Delta b_1 = \Delta b_2 = 2.262 \cdot 0.475/3 = \pm 0.358,$$
$$\Delta b_{12} = 2.262 \cdot 0.582/3 = \pm 0.438, \qquad \Delta b_{11} = \Delta b_{22} = 2.262 \cdot 0.823/3 = \pm 0.620. \qquad (19)$$

Тогда доверительный интервал (20) коэффициентов регрессии (9) составит:

$$\beta_o = 148.974 \pm 0.292 \qquad \beta_{12} = 3.795 \pm 0.438$$
$$\beta_1 = 12.225 \pm 0.358 \qquad \beta_{11} = -15.258 \pm 0.62 \qquad (20)$$
$$\beta_2 = -3.857 \pm 0.358 \qquad \beta_{22} = -25.653 \pm 0.62$$

В табл. 2-3 приведены расчетные значения $\hat{y}$ и $\bar{y}$ от экспериментальных данных. Подставляя сумму среднеквадратичных отклонений из табл. 3, определим дисперсию адекватности соответственно для уравнения (14) [8]:

$$S^2_{ад} = \frac{\sum_{1}^{N} n \cdot (\bar{y} - \hat{y})^2}{N - (k+1)} = 15.859/8 = 1.982. \qquad (21)$$

Проверим адекватность уравнения (14) по критерию Фишера [8] .

$$F_{рас} = \frac{S^2_{ад}}{S^2_{восп}} = \frac{1.982}{1.355} = 1.462 \le F_{таб} = 2.16 \ , \qquad (22)$$

Табличное значение критерия Фишера при f=(N-1)=8 для дисперсии адекватности и f=(n-1)=44 для дисперсии воспроизводимости равно [8] $F_{таб}$=2.16, где N – число серии опытов, n – общее число опытов. Условия адекватности математической модели (14) выполнены, так как $F_{рас}$=1.462<$F_{таб}$=2.16.

Таким образом, уравнение (14) статически описывает характер изменения производительности семяотводящей трубы.

Используя уравнение (14), был построен график, отображающий изменение производительности семяотводящей трубы в зависимости от плотности сырцового валика (x_1) при разных значениях частоты вращения семяотводящей трубы (x_2) (рис. 2). Также был построен график изменения производительности семяотводящей трубы в виде функции от плотности сырцового валика (x_1) и частоты вращения семяотводящей трубы (x_2) (рис. 3).

Анализ графиков (рис. 2 и 3) показывает, что производительность семяотводящей трубы увеличивается с 88.19 до 151.42 кг/час при изменении плотности сырцового валика с 219 до 227 кг/м³ и частоты вращения семяотводящей трубы с 360 до 280 об/мин. Было установлено, что максимальная производительность семяотводящей трубы, равная 151.42 кг/час, достигается при плотности сырцового валика 224.6 кг/м³ и частоте вращения семяотводящей трубы 320 об/мин.

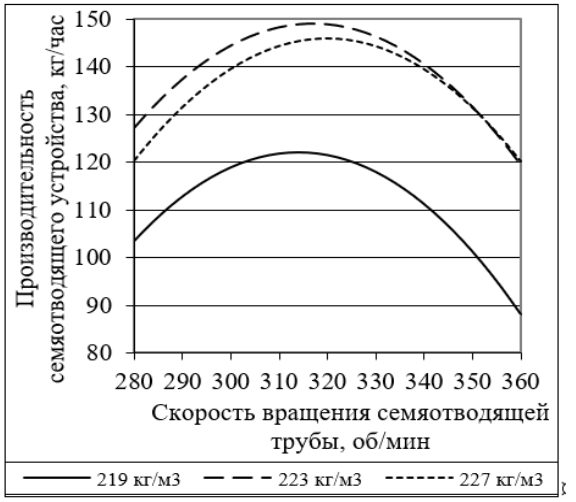


Рис. 2. Изменение производительности семяотводящей трубы в зависимости от частоты вращения семяотводящей трубы x_2 при различных значениях плотности сырцового валика x_1

Рис. 3. Изменение производительности семяотводящей трубы в зависимости от плотности сырцового валика x_1 и скорости вращения семяотводящей трубы x_2

Учитывая производительность лабораторного пильного волокноотделителя по семени 151.42 кг/час на рабочую длину 0.54 м, тогда для волокноотделителя с рабочей длиной 2.258 м производительность по выводу семян через семяотводящие трубы составляет 16.4%.

Использование волокноотделительных машин с семяотводящим устройством на хлопкозаводах позволит повысить эффективность процесса отделения волокна, что, безусловно, приведет к улучшению качества производимого волокна.

Выводы:

Установлено, что низкая производительность пильного волокноотделителя обусловлена низким значением частоты вращения сырцового валика, поэтому рекомендуется установка семяотводящей трубы в рабочей камере, что приводит к увеличению частоты вращения сырцового валика и дополнительного вывода семян из рабочей камеры. В результате проведенных экспериментальных исследований по выявлению эффективности семяотводящей трубы установлено, что максимальное значение производительности семяотводящей трубы 151.42 кг/час достигается при значениях плотности сырцового валика 224.6 кг/м^3 и частоты вращения семяотводящей трубы 320 об/мин. Учитывая, что производительность лабораторного пильного волокноотделителя по семени составляет 151.42 кг/час на рабочую длину 0.54 м, тогда для волокноотделителя с рабочей длиной 2.258 м увеличение производительности по выводу семян через семяотводящих труб составляет 16.4%.

Использование волокноотделительных машин с семяотводящим устройством на хлопкозаводах позволит повысить эффективность процесса отделения волокна, что, безусловно, приведет к улучшению качества производимого волокна.

ЛИТЕРАТУРА
[1] *Гуломов Х.И., Корабельников А.Р.* Анализ машин джинирования волокна на хлопкообрабатывающих заводах // IQRO jurnali. 2023, №2. С. 1-6. https://wordlyknowledge.uz
[2] *Ахмедов М.Х., Туйчиев Т.О., Плеханов А.Ф.* Анализ движения летучки в зоне между сырцовым валиком и гарнитурой пильного цилиндра при действии переменной контактной силы // Изв. вузов. Технология текстильной промышленности. 2023, №1. С. 120-126.
[3] *Ahmedov M, Shoraxmedova M, Tuychiev T, Tashpulatov D and Cherunova I.* Physical and mathematical modeling of the moving the raw cotton between directing wall and area ginning seeds // Journal of Physics: Conference Series 2131 (2021) 032056 IOP Publishing doi:10.1088/1742-6596/2131/3/032056
[4] *Safarov N.Q., Narmatov E.A*. The effect of the density of the raw bead saw blade on the performance and quality of fiber // Textile Journal of Uzbekistan. 2019, No 3. P. 17-21.
[5] *Мухаммадиев Д.М.* Динамика машинных агрегатов пильного джина с семяотводящим устройством и конденсора с пульсирующим потоком: Дис. На соискание уч.степ. д.т.н. Ташкент. 2014. – 211 с.
[6] *Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А., Маллаев О.С., Жамолова Л.Ю.* Исследование машинного агрегата семяотводящего устройства пильного джина с вращающимся шнеком // Проблемы механики. 2022, №1. С. 92-99.
[7] *Мухаммадиев Д.М., Ахмедов Х.А., Примов Б.Х., Жамолова Л.Ю., Мухаммадиев Т.Д.* Патент № IAP 07522 РУз. Рабочая камера пильного джина. Зарегистрирован19.10.2023.
[8] *Никишечкин А.П.* Планирование эксперимента. Riga. LAMBERT, 2017. – 148 с.

Дата поступления
21.02.2024

Мухаммадиев Д.М., Эргашев И.О., Абдусаломов М., Примов Б.Х., Жамолова Л.Ю. Диаметри 125 мм бўлган чигит чиқариш қувурининг иш унимдорлигини тажрибавий аниқлаш

Аннотация. *Мақолада чигит чиқарувчи (тешикли) қувурнинг иш унимдорлигини тажрибавий аниқлаш натижалари келтирилган. Чигит чиқарувчи қувурнинг амалий иш унимдорлигини аниқлаш учун тозалаш секцияли 30 аррали тола ажратгичдан фойдаланилган. Олиб борилган тажрибавий тадқиқотлар натижасида чигит чиқарувчи қувур иш унимдорлигининг максимал қиймати хом ашё валиги зичлиги 224.6 кг/м³ ва чигит чиқарувчи қувурнинг айланиш тезлиги 320 айл/мин бўлганда эришилиши аниқланди. Умуман олганда, юқоридаги кўрсаткичлар билан чигит чиқарувчи қувур иш унимдорлиги 16.4% га оширилиши мумкинлиги аниқланган.*

Калит сўзлар: *аррали тола ажратгич; тозалаш секцияси; чигит чиқарувчи қувур; тешик; диаметр; айланиш частотаси; хом ашё валиги зичлиги; чигит; иш унимдорлиги; тажрибавий тадқиқот; регрессия тенгламаси.*

Mukhammadiev D.M., Ergashev I.O., Abdusalomov M., Primov B.Kh., Zhamolova L.Yu. Experimental Assessment of the Performance of a Seed Retractor Tube with a Diameter of 125 mm.

Abstract. *The article describes the results of an experimental analysis of the efficiency of a perforated seed removal tube. A 30-saw gin with a cleaning section was used to measure its practical performance. The experimental studies conducted to determine the efficiency of the seed removal tube showed that the maximum performance of the seed removal tube is achieved at a raw roller density of 224.6 kg/m³ and a seed tube rotation speed of 320 rpm. Overall, it was found that with the aforementioned parameters, the increase in seed output through the seed removal tube is 16.4%.*

Key words: *saw gin; cleaning section; seed retractor tube; perforation; diameter; rotation frequency; raw roller density; cotton seeds; performance; experimental research; regression equations.*

УДК 532

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТУРБУЛЕНТНОГО ГОРЕНИЯ МЕТАНА В СТРУЕ НА ОСНОВЕ СОВРЕМЕННОЙ ДВУХЖИДКОСТНОЙ МОДЕЛИ

Хайдаров С.И.
Андижанский машиностроительный институт, Андижан, Узбекистан
E-mail: khaydarovsardor@gmail.com

Аннотация. *В работе проведено моделирование турбулентной сжимаемой многокомпонентной жидкости с неизотермическими химическими реакциями на основе двухжидкостного подхода. Показано, что двухжидкостный подход приводит к замкнутой системе уравнений. Для обоснования модели рассмотрена задача турбулентного, предварительно несмешанного горения метана в струе. Для моделирования химических реакций горения использована кинетическая теория Аррениуса-Магнуссена. Полученные численные результаты сопоставлены с известными экспериментальными данными и результатами моделирования горения в пакете программ COMSOL Multiphysics с моделями турбулентности k-ω и k-ε, из которых видно, что двухжидкостный подход позволяет достаточно точно описывать процесс горения.*

Ключевые слова: *модель k-ω; модель k-ε; двухжидкостная модель; горение метана; концентрация; закон Аррениуса; диффузионное горение.*

Введение. Процесс горения природного газа имеет множество практических применений, включая использование в двигателях внутреннего сгорания и производстве тепла и энергии. Моделирование горения позволяет предсказывать различные параметры, такие как скорость горения, выделение тепла и образование продуктов горения. Вместе с тем процесс

горения представляет собой сложную и многогранную задачу, сопряженную с рядом проблем и трудностей, которые включают в себя согласование моделей турбулентных потоков и процессов горения, учет химической кинетики, учет теплопередачи, численную устойчивость и т.д. Турбулентные потоки влияют на процессы горения, и в то же время горение может изменять статистику турбулентности. Необходимо учитывать взаимодействие между этими двумя процессами и разработать модели, способные описывать это взаимодействие. Следовательно, одним из основных инструментов для изучения течений с химическими реакциями является математическое моделирование турбулентного течения жидкости и газов. Несмотря на то, что турбулентность давно изучается, она до сих пор остается неразрешенной задачей классической физики, так как известно, что подход Рейнольдса приводит к незамкнутой системе уравнений и все модели, направленные на замыкание данной системы, называются RANS моделями. Примеры турбулентных моделей RANS включают в себя модель k-ε [1], модель k-ω [2], k-ω SST Ментера [3,4], модель Спаларта-Аллмареса [5] и другие. Несмотря на эмпиризм этих моделей, они по-прежнему являются эффективным инструментом для исследований в этой области и широко используются в коммерческих и учебных CFD (Computational Fluid Dynamics) пакетах программ.

CFD пакеты программ играют ключевую роль в современном мире науки, предоставляя исследователям и инженерам мощные инструменты для численного моделирования и анализа различных явлений в области гидродинамики и теплопередачи. Эти программы позволяют моделировать сложные потоки жидкостей и газов, предсказывать изменения давления, температуры и скорости в различных условиях, а также оптимизировать конструкции и процессы. COMSOL Multiphysics представляет собой интегрированную среду моделирования и симуляции, позволяющую систематически и эффективно решать множество инженерных задач и научных проблем, а также предоставляют возможность моделировать и анализировать системы, включающие взаимодействие нескольких физических полей, что является ключевым аспектом для многих научных исследований. Однако развитие современной науки и техники требует более точных результатов расчетов и разработки более адекватных моделей турбулентности.

Сравнительно недавно, помимо подхода RANS, получил развитие так называемый двухжидкостный подход [6]. В работах [7, 8] на основе нового двухжидкостного подхода автор провел моделирование турбулентного теплопереноса сжимаемого потока и многокомпонентной жидкости. Основная разница данного подхода от RANS в том, что он ведет к замкнутой системе уравнений. В данной работе представлены результаты горения метана в струе, которые сравниваются с экспериментальными данными [9].

Математическая модель.

Система термодинамики горения газов на основе современного двухжидкостного подхода имеет вид [6-8]

$$\boldsymbol{f} = \rho C_s \boldsymbol{rot}\boldsymbol{V} \times \boldsymbol{\vartheta} - \rho K_f \boldsymbol{\vartheta}, \quad D_j = 3D + 2\sum_{m=1}^{M} C_m \frac{\left|c_m \vartheta_j\right|}{\left|\boldsymbol{grad} C_m\right|},$$

$$\nu_{ij} = 3\nu + 2\left|\frac{\vartheta_i \vartheta_j}{\mathrm{def}\left(\boldsymbol{V}\right)}\right| \ for\ i \neq j, \quad \nu'_{ii} = 3\nu + \sum_{k=1}^{3} \frac{2I_k}{I}\left|\frac{\vartheta_k \vartheta_k}{\mathrm{def}\left(\boldsymbol{V}\right)}\right|,$$

$$I_k = \frac{\partial \rho \vartheta_k}{x_k}, \quad I = \left|I_1\right| + \left|I_2\right| + \left|I_3\right|, \quad k_j = 3k + 2\left|\frac{h\vartheta_j}{\nabla H}\right|.$$

$$
\begin{cases}
\dfrac{\partial \rho}{\partial t}+\dfrac{\partial \rho V_j}{\partial x_j}=0, \\
\rho\dfrac{\partial V_i}{\partial t}+\rho V_j\dfrac{\partial V_i}{\partial x_j}+\dfrac{\partial p}{\partial x_i}=-\dfrac{\partial \rho \vartheta_j \vartheta_i}{\partial x_j}+\dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[\rho\nu\left(\dfrac{\partial V_i}{\partial x_j}+\dfrac{\partial V_j}{\partial x_i}\right)\right], \\
\rho\dfrac{\partial \vartheta_i}{\partial t}+\rho V_j\dfrac{\partial \vartheta_i}{\partial x_j}=-\rho\vartheta_j\dfrac{\partial V_i}{\partial x_j}+\dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[\rho\nu_{ij}\left(\dfrac{\partial \vartheta_i}{\partial x_j}+\dfrac{\partial \vartheta_j}{\partial x_i}\right)\right]+f_i, \\
\rho\dfrac{\partial H}{\partial t}+\rho V_j\dfrac{\partial H}{\partial x_j}=-\dfrac{\partial \rho h\vartheta_j}{\partial x_j}+\dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[\rho k\dfrac{\partial H}{\partial x_j}\right]+\sum_{m=1}^{M}M_m Q_m \\
\rho\dfrac{\partial h}{\partial t}+\rho V_j\dfrac{\partial h}{\partial x_j}=-\rho\vartheta_j\dfrac{\partial H}{\partial x_j}+\dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[k_j\dfrac{\partial h}{\partial x_j}\right]-K_h h, \\
\rho\dfrac{\partial C_m}{\partial t}+\rho V_j\dfrac{\partial C_m}{\partial x_j}=-\dfrac{\partial \rho c_m \vartheta_j}{\partial x_j}+\dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[\rho D\dfrac{\partial C_m}{\partial x_j}\right]+M_m, \\
\rho\dfrac{\partial c_m}{\partial t}+\rho V_j\dfrac{\partial c_m}{\partial x_j}=-\rho\vartheta_j\dfrac{\partial C_m}{\partial x_j}+\dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[\rho D_j\dfrac{\partial c_m}{\partial x_j}\right]-K_c c_m.
\end{cases}
\qquad (1)
$$

Здесь p − статическое давление, ρ − плотность смеси, M_m и Q_m − интенсивность массопереноса и тепловыделения в результате реакции, ν, D, k − эффективные коэффициенты кинематической вязкости, молекулярной диффузии и температурапроводности, V_i, H, C_m− средние скорости, энтальпия и концентрация m-го компонента жидкости, а ϑ_i, h, c_m − относительные скорости, энтальпия и концентрация m-го компонента жидкости. В работе [6] показано, что коэффициенты трения и теплопередачи находятся следующим образом

$$
K_f = C_{f1}\lambda_{\max}+C_{f2}\frac{|d\cdot v|}{d^2}, \quad K_h = C_{t1}\lambda_{\max}. \qquad (2)
$$

Здесь d − ближайшее расстояние до стенки, а $\lambda_{\max}$ − наибольший корень характеристического уравнения

$$
\det\left(A-\lambda E\right)=0.
$$

где E − единичная матрица, а A − следующая матрица

$$
A=\begin{vmatrix}
-\dfrac{\partial V_1}{\partial x_1} & -\dfrac{\partial V_1}{\partial x_2}-C_s\zeta_3 & -\dfrac{\partial V_1}{\partial x_3}+C_s\zeta_2 \\
-\dfrac{\partial V_2}{\partial x_1}+C_s\zeta_3 & -\dfrac{\partial V_2}{\partial x_2} & -\dfrac{\partial V_2}{\partial x_3}-C_s\zeta_1 \\
-\dfrac{\partial V_3}{\partial x_1}-C_s\zeta_2 & -\dfrac{\partial V_3}{\partial x_2}+C_s\zeta_1 & -\dfrac{\partial V_3}{\partial x_3}
\end{vmatrix}, \qquad \zeta = \boldsymbol{rot}\boldsymbol{V}.
$$

Постоянные двухжидкостной модели равны

$$
C_s=0.2,\ \ C_{t1}=0.92,\ \ C_{t2}=0.1,\ \ C_{f1}=0.7825,\ \ C_{f2}=0.306.
$$

Температура смеси определяется из соотношения

$$
\int_{T_0}^{T} C_p dT = H,\ \ C_p=\sum_{m=1}^{M} C_m C_{pm}.
$$

В этом выражении C_p удельная теплоемкость смеси, C_{pm} удельная теплоемкость m-го компонента.

Моделирование горения. В процессе горения топливо и окислитель вступают в ряд реакций с образованием продуктов сгорания. Горение метана достаточно хорошо изучено, и в литературе описаны различные подробные механизмы реакции [10-13]. Учет всех этих

реакций увеличивает вычислительный ресурс. Поэтому во многих случаях по практическим соображениям ограничиваются минимальным количеством стадий, достаточным для адекватного описания процесса горения [14-17].

В данной работе исследование диффузионного горения моделируется в два этапа, где берется во внимание образование и окисление монооксида углерода.

$$CH_4 + 3/2\,O_2 = CO + 2H_2O$$

$$CO + 1/2\,O_2 = CO_2.$$

Скорость реакции определена по соотношению Аррениуса.

$$\omega_{mk} = AT^{\gamma} Y_f^{\alpha} Y_o^{\beta} \exp\left(-\frac{E}{RT}\right).$$

Здесь A − предэкспоненциальный коэффициент, α, β − степени концентрации, E − энергия активации метана, Y_f, Y_0 − мольные концентрации реагирующих компонентов газа, соответственно, топлива и окислителя в единицах измерения кмоль/м^3. Предэкспоненциальный коэффициент, степени концентрации, а также энергия активации являются эмпирическими. Параметры модели Аррениуса, необходимые для двухстадийной реакции, представлены в табл. 1. [14]

Таблица 1

Параметры для модели Аррениуса

Реакции	A	E, Дж/кмоль	α	β	γ
первая	$2.8\cdot10^{12}$	$2.03\cdot10^{8}$	-0.3	1.3	0
вторая	$2.91\cdot10^{12}$	$1.67\cdot10^{8}$	1	0.25	0

По теории Прандтля известно, что скорость турбулентного перемешивания пропорциональна скорости деформации def(V), и по теории Магнуссена [18] представим ее в виде

$$\omega_{mk}^{turb} = \min\left(AC_f\, def(V), A\frac{n_f \mu_f}{n_o \mu_o} C_o def(V) \right).$$

Скорости реакций горения рассчитывались по комбинированной модели Аррениуса-Магнуссена [19].

$$\omega_{mk}^{com} = \min\left(\omega_{mk}^{turb}, \omega_{mk}\right).$$

Интенсивность массопереноса через скорость реакции определяется по формуле

$$M_m = \sum_{m=1}^{M} n_m \mu_m \omega_{mk}^{com}.$$

Здесь μ_m− молекулярная масса компоненты m, n_m−стехиометрический коэффициент.

Постановка задачи. В данной работе исследуется осесимметричное горение метана в потоке воздуха. Метан впрыскивается через струйное сопло диаметром 4 мм, концентрическое внутри кольцевой горелки длиной 1 м. Конфигурация пламени представлена на рис.1. Массовый расход метана составляет $1.72\cdot10^{-4}$ кг/сек, расход воздуха составляет $118\cdot10^{-4}$ кг/сек при температуре 300 K. При таких массовых расходах скорости метана и воздуха составляют U_{jet}=20.3 м/сек и U_{cof}=0.45 м/сек соответственно. Число Рейнольдса при выходе из сопла составляет 5000 [9].

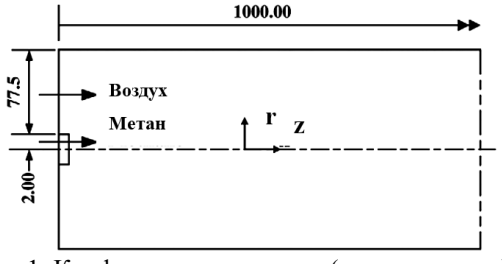


Рис.1. Конфигурация пламени (размеры в мм.)

Метод решения. Рассматриваемая задача обладает осевой симметрией. Поэтому запишем (1) в цилиндрической системе координат. В новых обозначениях система уравнений предлагаемой модели будет иметь вид:

$$
\begin{cases}
\dfrac{\partial \rho}{\partial \tau}+\dfrac{\partial \rho U}{\partial z}+\dfrac{\partial \rho r V}{r\partial r}=0,\\
\dfrac{\partial U}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial U}{\partial z}+V\dfrac{\partial U}{\partial r}+\dfrac{\partial p}{\rho\partial z}=-\dfrac{\partial \rho uu}{\rho\partial z}-\dfrac{\partial \rho ru\vartheta}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho\nu\dfrac{\partial U}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r\nu\dfrac{\partial U}{\partial r}\right],\\
\dfrac{\partial V}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial V}{\partial z}+V\dfrac{\partial V}{\partial r}+\dfrac{\partial p}{\rho\partial r}=-\dfrac{\partial \rho u\vartheta}{\rho\partial z}-\dfrac{\partial \rho r\vartheta\vartheta}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho\nu\dfrac{\partial V}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r\nu\dfrac{\partial V}{\partial r}\right]-\dfrac{\nu V}{r^2},\\
\dfrac{\partial u}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial u}{\partial z}+V\dfrac{\partial u}{\partial r}=-u\dfrac{\partial U}{\partial z}-\vartheta\dfrac{\partial U}{\partial r}+C_s\vartheta\left(\dfrac{\partial U}{\partial r}-\dfrac{\partial V}{\partial z}\right)+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[2\rho\nu_{zz}\dfrac{\partial u}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r\nu_{zr}\left(\dfrac{\partial u}{\partial r}+\dfrac{\partial \vartheta}{\partial z}\right)\right]-K_f u,\\
\dfrac{\partial \vartheta}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial \vartheta}{\partial z}+V\dfrac{\partial \vartheta}{\partial r}=-u\dfrac{\partial V}{\partial z}-\vartheta\dfrac{\partial V}{\partial r}-C_s u\left(\dfrac{\partial U}{\partial r}-\dfrac{\partial V}{\partial z}\right)+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho\nu_{zr}\left(\dfrac{\partial u}{\partial r}+\dfrac{\partial \vartheta}{\partial z}\right)\right]+\\
\qquad+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[2\rho r\nu_{rr}\dfrac{\partial \vartheta}{\partial r}\right]-\dfrac{2\nu_{rr}\vartheta}{r^2}-K_f\vartheta,\\
\dfrac{\partial C_m}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial C_m}{\partial z}+V\dfrac{\partial C_m}{\partial r}=-\dfrac{\partial \rho uc_m}{\rho\partial z}-\dfrac{\partial \rho r\vartheta c_m}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho D\dfrac{\partial C_m}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho rD\dfrac{\partial C_m}{\partial r}\right]+M_m,\\
\dfrac{\partial c_m}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial c_m}{\partial z}+V\dfrac{\partial c_m}{\partial r}=-u\dfrac{\partial C_m}{\partial z}-\vartheta\dfrac{\partial C_m}{\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho D_{mz}\dfrac{\partial c_m}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho rD_{mr}\dfrac{\partial c_m}{\partial r}\right]-K_c c_m,\\
\dfrac{\partial H}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial H}{\partial z}+V\dfrac{\partial H}{\partial r}=-\dfrac{\partial \rho uh}{\rho\partial z}-\dfrac{\partial \rho r\vartheta h}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho K\dfrac{\partial H}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho rK\dfrac{\partial H}{\partial r}\right]+\sum_{m=1}^{M}M_m Q_m,\\
\dfrac{\partial h}{\partial \tau}+U\dfrac{\partial h}{\partial z}+V\dfrac{\partial h}{\partial r}=-u\dfrac{\partial H}{\partial z}-\vartheta\dfrac{\partial H}{\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho\partial z}\left[\rho k_z\dfrac{\partial h}{\partial z}\right]+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho rk_r\dfrac{\partial h}{\partial r}\right]-K_h h.
\end{cases}
\tag{3}
$$

$$
\nu_{zr}=3\nu+2\frac{|u\vartheta|}{\mathrm{def}(V)},\qquad \nu_{rr}=\nu_{zz}=3\nu+\frac{2}{\mathrm{def}\,(\mathrm{V})}\frac{u^2\left|\dfrac{\partial \rho u}{\partial z}\right|+\vartheta^2\left|\dfrac{\partial \rho r\vartheta}{r\partial r}\right|}{\left|\dfrac{\partial \rho u}{\partial z}\right|+\left|\dfrac{\partial \rho r\vartheta}{r\partial r}\right|},
$$

$$
\mathrm{def}\,(\mathrm{V})=\sqrt{2\left(\frac{\partial U}{\partial z}\right)^2+2\left(\frac{\partial V}{\partial r}\right)^2+2\left(\frac{V}{r}\right)^2+\left(\frac{\partial U}{\partial r}+\frac{\partial V}{\partial z}\right)^2},
$$

$$
D_{mz}=3D+2\frac{|uc_m|}{|\mathrm{grad}\,\mathrm{C}_m|},\quad D_{mr}=3D+2\frac{|\vartheta c_m|}{|\mathrm{grad}\,\mathrm{C}_m|},\quad |\mathrm{grad}\,\mathrm{C}_m|=\sqrt{\left(\frac{\partial C_m}{\partial z}\right)^2+\left(\frac{\partial C_m}{\partial r}\right)^2},
$$

$$
k_z=3K+2\frac{|uh|}{|\mathrm{grad}\,H|},\qquad k_r=3K+2\frac{|\vartheta h|}{|\mathrm{grad}\,H|},\qquad |\mathrm{grad}\,H|=\sqrt{\left(\frac{\partial H}{\partial z}\right)^2+\left(\frac{\partial H}{\partial r}\right)^2}
$$

Здесь z – осевая, r – радиальная координаты, U – осевая , V – радиальная скорости.

Так как горение происходит в свободной струе при атмосферном давлении, для моделирования будем считать ее постоянной. Также в диффузионных членах будем пренебрегать производными в осевом направлении. Данные допущения являются общепринятыми и существенно облегчают решение задачи, так как уравнения приобретают параболический вид, и их можно решить численно-маршевым способом [20].

$$
\begin{cases}
\dfrac{\partial \rho U}{\partial z}+\dfrac{\partial \rho r V}{r\partial r}=0,\\
U\dfrac{\partial U}{\partial z}+V\dfrac{\partial U}{\partial r}=-\dfrac{\partial \rho r u\vartheta}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r\nu\dfrac{\partial U}{\partial r}\right],\\
U\dfrac{\partial u}{\partial z}+V\dfrac{\partial u}{\partial r}=-\left(1-C_s\right)\vartheta\dfrac{\partial U}{\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r\nu_{zr}\dfrac{\partial u}{\partial r}\right]-K_f u,\\
U\dfrac{\partial \vartheta}{\partial z}+V\dfrac{\partial \vartheta}{\partial r}=-C_s u\dfrac{\partial U}{\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[2\rho r\nu_{rr}\dfrac{\partial \vartheta}{\partial r}\right]-\dfrac{2\nu_{rr}\vartheta}{r^2}-K_f\vartheta,\\
U\dfrac{\partial C_m}{\partial z}+V\dfrac{\partial C_m}{\partial r}=-\dfrac{\partial \rho r\vartheta c_m}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r D\dfrac{\partial C_m}{\partial r}\right]+M_m,\\
U\dfrac{\partial c_m}{\partial z}+V\dfrac{\partial c_m}{\partial r}=-\vartheta\dfrac{\partial C_m}{\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r D_{mr}\dfrac{\partial c_m}{\partial r}\right]-K_c c_m,\\
U\dfrac{\partial H}{\partial z}+V\dfrac{\partial H}{\partial r}=-\dfrac{\partial \rho r\vartheta h}{\rho r\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r K\dfrac{\partial H}{\partial r}\right]+\sum_{m=1}^{M}M_m Q_m,\\
U\dfrac{\partial h}{\partial z}+V\dfrac{\partial h}{\partial r}=-\vartheta\dfrac{\partial H}{\partial r}+\dfrac{\partial}{\rho r\partial r}\left[\rho r k_r\dfrac{\partial h}{\partial r}\right]-K_h h,\\
\nu_{zr}=3\nu+2\dfrac{|u\vartheta|}{\mathrm{def}(V)},\qquad \nu_{rr}=3\nu+2\dfrac{|\vartheta\vartheta|}{\left|\dfrac{\partial U}{\partial r}\right|},\\
D_{mr}=3D+2\dfrac{|\vartheta c_m|}{\left|\dfrac{\partial C_m}{\partial r}\right|},\ k_r=3K+2\dfrac{|\vartheta h|}{\left|\dfrac{\partial H}{\partial r}\right|}.
\end{cases}
\tag{4}
$$

Проведем обезразмеривание системы уравнений (4) и введем переменные Мизеса (ξ,ψ):

$$
\xi=\tilde{z},\quad \tilde{\rho}\tilde{V}=\frac{\psi^n\partial\psi}{\tilde{r}\partial\tilde{r}},\quad \tilde{\rho}\tilde{U}=\frac{\psi^n\partial\psi}{\tilde{r}\partial\tilde{r}}.
$$

Здесь n – используется для регулирования сгущения расчетной сетки около оси струи. С увеличением n увеличивается и сгущение сетки. В данной статье для расчетов использовалась значение $n=1$ [21]. В новых переменных

$$
\frac{\partial}{\partial\tilde{z}}=\frac{\partial}{\partial\xi}-\frac{\tilde{r}\tilde{\rho}\tilde{V}}{\psi}\frac{\partial}{\partial\psi},\qquad \frac{\partial}{\partial\tilde{r}}=\frac{\tilde{r}\tilde{\rho}\tilde{U}}{\psi}\frac{\partial}{\partial\psi}.
$$

При обезразмеривании все скорости соотнесены к скорости струи на выходе из сопла U_{jet}, расстояния к радиусу сопла $D/2$, а энтальпия относительно C_pT где $T=300,\ C_p=1000.$ Система безразмерных уравнений в новых переменных будет иметь вид

$$
\begin{cases}
\dfrac{\partial \tilde{U}}{\partial \xi} = -\dfrac{\partial \tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{u}\tilde{\vartheta}}{\psi \partial \psi} + \dfrac{1}{\mathrm{Re}} \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{U}}{\partial \psi} \right], \\
\dfrac{\partial \tilde{u}}{\partial \xi} = -\left(1 - C_s\right) \dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{\vartheta}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{U}}{\partial \psi} + \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U} \tilde{\nu}_{zr}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{u}}{\partial \psi} \right] - \dfrac{K_f \tilde{u}}{\tilde{U}}, \\
\dfrac{\partial \tilde{\vartheta}}{\partial \xi} = -C_s \dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{u}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{U}}{\partial \psi} + \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{2\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U} \tilde{\nu}_{rr}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{\vartheta}}{\partial \psi} \right] - \dfrac{2\tilde{\nu}_{rr}\tilde{\vartheta}}{\tilde{r}^2 \tilde{U}} - \dfrac{K_f \tilde{\vartheta}}{\tilde{U}}, \\
\dfrac{\partial \tilde{C}_m}{\partial \xi} = -\dfrac{\partial \tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{\vartheta}\tilde{c}_m}{\psi \partial \psi} + \dfrac{1}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Sc}} \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{C}_m}{\partial \psi} \right] + M_m, \\
\dfrac{\partial \tilde{c}_m}{\partial \xi} = -\dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{\vartheta}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{C}_m}{\partial \psi} + \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U} \tilde{D}_{mr}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{c}_m}{\partial \tilde{r}} \right] - \dfrac{K_c \tilde{c}_m}{\tilde{U}}, \\
\dfrac{\partial \tilde{H}}{\partial \xi} = -\dfrac{\partial \tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{\vartheta}\tilde{h}}{\psi \partial \psi} + \dfrac{1}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}} \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{H}}{\partial \psi} \right] + \sum\nolimits_{m=1}^{M} M_m Q_m, \\
\dfrac{\partial \tilde{h}}{\partial \xi} = -\dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{\vartheta}}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{H}}{\partial \psi} + \dfrac{\partial}{\psi \partial \psi}\left[\dfrac{\tilde{\rho}^2 \tilde{r}^2 \tilde{U} \tilde{k}_r}{\psi} \dfrac{\partial \tilde{h}}{\partial \psi} \right] - \dfrac{K_h \tilde{h}}{\tilde{U}},
\end{cases}
\tag{5}
$$

$$
\tilde{\nu}_{zr} = \frac{3}{\mathrm{Re}} + 2\frac{\left|\tilde{u}\tilde{\vartheta}\right|}{\left|\dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{U}}{\psi}\dfrac{\partial \tilde{U}}{\partial \psi}\right|}, \qquad \tilde{\nu}_{rr} = \frac{3}{\mathrm{Re}} + 2\frac{\left|\tilde{\vartheta}\tilde{\vartheta}\right|}{\left|\dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{U}}{\psi}\dfrac{\partial \tilde{U}}{\partial \psi}\right|},
$$

$$
\tilde{D}_{mr} = \frac{3}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Sc}} + 2\frac{\left|\tilde{\vartheta}\tilde{c}_m\right|}{\left|\dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{U}}{\psi}\dfrac{\partial \tilde{C}_m}{\partial \psi}\right|}, \quad \tilde{k}_r = \frac{3}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}} + 2\frac{\left|\tilde{\vartheta}\tilde{h}\right|}{\left|\dfrac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{U}}{\psi}\dfrac{\partial \tilde{H}}{\partial \psi}\right|},
$$

$$
\begin{cases}
\lambda_{\max} = \sqrt{A}, & A \ge 0 \\
\lambda_{\max} = 0, & A \le 0
\end{cases}, \; A = C_s(1 - C_s)\left[\left(\frac{\tilde{\rho}\tilde{r}\tilde{U}}{\psi}\frac{\partial U}{\partial \psi}\right)^2\right],
$$

$$
C_s = 0.2,\; C_1 = C_{s1} = 0.7825,
$$

$$
K_c = C_{s1}\lambda_{\max},\;\; K_f = C_1\lambda_{\max},\;\; K_h = C_1\lambda_{\max}
$$

В этой системе $C_2 = 0$, предусмотренный в уравнении (2), т.к. в свободной струе твердые стенки отсутствуют. Численный расчет уравнений системы (5) проводился с помощью неявной конечно-разностной схемой. В поперечном направлении использована центральная разность. Для решения неявной схемы использовался метод прогонки [22]. Шаги интегрирования были $\Delta\xi = 0,0001$, $\Delta\psi = 0,01$. Число расчетных точек в поперечном направлении было 1000. Следует отметить, что результаты решения оказались чувствительными к начальным условиям для возмущений, а к изменениям шага как по ξ, так и по ψ – нет. Для задачи ставились следующие начальные и граничные условия:

$$при \;\; 0 < r < 1$$

$$\tilde{C}_{CH4} = 1,\ \tilde{C}_{O2} = 0, \tilde{C}_{H2O} = 0, \tilde{C}_{CO} = 0, \tilde{C}_{CO2} = 0, \tilde{C}_{N2} = 0, \tilde{H} = 2.235,\ \tilde{V} = 0,$$

$$\tilde{U} = 1.14 \cdot \left(1 - \psi^2\right)^{0.14}\ \tilde{u} = 0.045,\ \ \tilde{\vartheta} = 0.045\tilde{r},\ \ \tilde{h} = \tilde{c}_m = 0.$$

$$при \;\; r > 1$$

$$\tilde{C}_{CH4} = 0,\ \tilde{C}_{O2} = 0.23, \tilde{C}_{H2O} = 0, \tilde{C}_{CO} = 0, \tilde{C}_{CO2} = 0, \tilde{C}_{N2} = 0.77, \tilde{H} = 1.012, \tilde{U} = 0.02, V = 0,$$

$$\tilde{u} = \tilde{\vartheta} = \tilde{h} = \tilde{c}_m = 0.$$

$$при \;\; r = 0$$

$$\frac{\partial \tilde{U}}{\partial \tilde{r}} = \frac{\partial \tilde{C}_m}{\partial \tilde{r}} = \frac{\partial \tilde{H}}{\partial \tilde{r}} = \frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{r}} = \frac{\partial \tilde{c}_m}{\partial \tilde{r}} = \frac{\partial \tilde{h}}{\partial \tilde{r}} = 0,\ \ \vartheta = 0.$$

Ниже иллюстрируются результаты численного решения системы (5). Для сравнения этих результатов также приводятся экспериментальные данные работы [9] и результаты COMSOL Multiphysics с применением стандартных моделей турбулентности k-ω и k-ε.

На рис.2 показана зависимость безразмерной осевой температуры от расстояния до сопла.

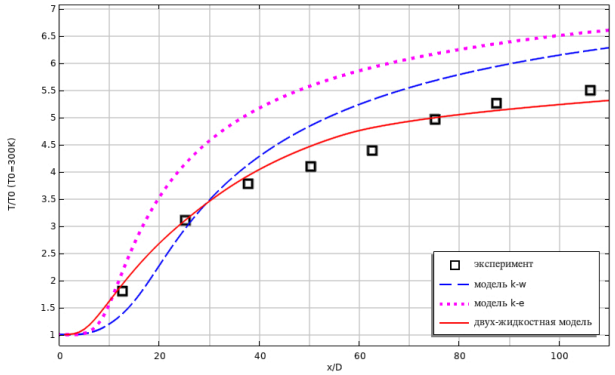


Рис.2. Температура по оси от расстояния до сопла

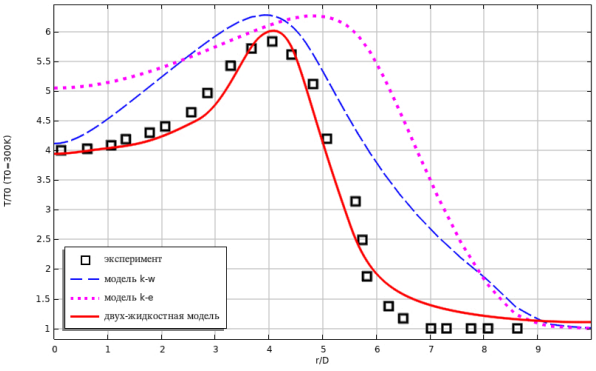


Рис.3. Профиль безразмерной температуры на расстоянии 150 мм от сопла

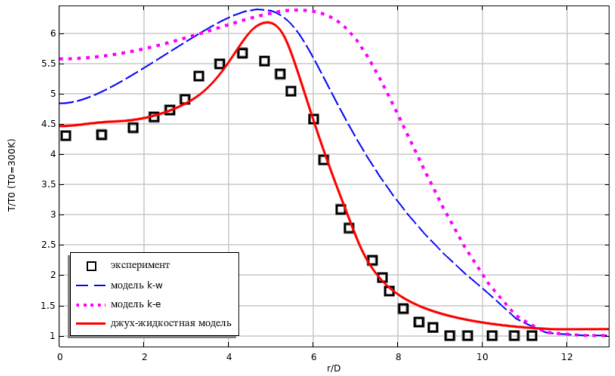


Рис.4. Профиль безразмерной температуры на расстоянии 200мм от сопла

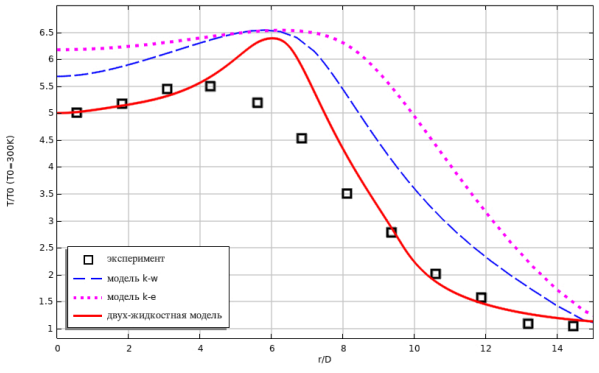


Рис.5. Профиль безразмерной температуры на расстоянии 300мм от сопла

На рис.3-5 иллюстрируются профили безразмерной продольной температуры на расстоянии $150\,мм$, $200\,мм$, $300\,мм$ от сопла соответственно.

Заключение. В работе представлены численные результаты горения метана в струе на основе современного двухжидкостного подхода к турбулентности. Полученные численные результаты сопоставлены с известными экспериментальными данными, а также с результатами стандартных RANS моделей k-ω и k-ε, полученных в CFD пакете программ COMSOL Multiphysics. Показано, что результаты модели двухжидкостного подхода более близки к опытным данным, чем результаты других моделей турбулентности.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Launder, B. E., and Spalding, D. B.* The Numerical Computation of Turbulent Flows. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 1974, Vol. 3, No.2, pp. 269–289.

[2] *Wilcox, D. C.* Reassessment of the Scale-Determining Equation for Advanced Turbulence Models // AIAA Journal. 1988, Vol. 26, No. 11, pp. 1299–1310. https://doi.org/10.2514/3.10041.

[3] *Menter F.R.* Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications // AIAA Journal. 1994, Vol. 32, No. 8, pp. 1598–1605. https://doi.org/10.2514/3.12149.

[4] *Menter F.R.* Zonal Two Equation k -ω Turbulence Models for Aerodynamic Flows / Mailing Address : 24th Fluid Dynamics Conference FOR AERODYNAMIC FLOWS." Fluid Dynamics, 1993.

[5] *Spalart P., Allmaras S.* A One-Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flows / In 30th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1992.

[6] *Malikov Z.* Mathematical Model of Turbulence Based on the Dynamics of Two Fluids / Applied Mathematical Modelling. 2020, Vol. 82, pp. 409–436. https://doi.org/10.1016/j.apm.2020.01.047.

[7] *Malikov Z.M.* Mathematical Model of Turbulent Heat Transfer Based on the Dynamics of Two Fluids // Applied Mathematical Modelling. 2021, Vol. 91, pp. 186–213. https://doi.org/10.1016/j.apm.2020.09.029.

[8] *Malikov Z.M.* Modeling a Turbulent Multicomponent Fluid with Variable Density Using a Two-Fluid Approach // Applied Mathematical Modelling. 2022, Vol. 104, pp. 34–49. https://doi.org/10.1016/j.apm.2021.10.045.

[9] *Brookes S.J., Moss J.B.* Measurements of Soot Production and Thermal Radiation from Confined Turbulent Jet Diffusion Flames of Methane // Combustion and Flame. 1999, Vol. 116, No. 1-2, pp. 49–61.

[10] *Miller J. A., Bowman C.T.* Mechanism and Modeling of Nitrogen Chemistry in Combustion // Progress in Energy and Combustion Science. 1989, Vol. 15, No. 4, pp. 287–338. https://doi.org/10.1016/0360-1285(89)90017-8.

[11] *Baulch D.L., Pilling M.J., Cobos C.J., Cox R.A., Esser C., Frank P., Just T., Kerr J.A., Troe J., Walker R.W., Warnatz J.* Evaluated Kinetic Data for Combustion Modelling // Journal of Physical and Chemical Reference. 1992, Vol. 21, No. 3, 1992, pp. 411–734. https://doi.org/10.1063/1.555908.

[12] *Hughes K. J., Turányi, T., Clague, A. R., Pilling M. J.* Development and Testing of a Comprehensive Chemical Mechanism for the Oxidation of Methane // International Journal of Chemical Kinetics. 2001, Vol. 33, No.9, pp.513–538.

[13] *Garnayak S., Pasha A.A., Alsulami R., Nemitallah M.A., Abdul Jameel A.G., Dash S.K., Reddy V.M.* Numerical Investigation to Evaluate the Effects of Gravity and Pressure on Flame Structure and Soot Formation of Turbulent Non-Premixed Methane-Air Flame // Propulsion and Power Research. 2022, Vol. 11, No. 4, pp. 473–495.

[14] *Nieckele A.O., Naccache M.F., Gomes, M.S.P., Carneiro J.N.E., Isnard A.A., Serfaty R.* Numerical Simulation of Natural Gas Combustion Process Using a One-Step and a Two-Step Reaction. 2002.

[15] *Ahmed G., Abdelkader A., Bounif A., Gökalp I.* Reduced Chemical Kinetic Mechanisms: Simulation of Turbulent Non-Premixed CH4-Air Flame // Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering. 2014. Vol. 8, No. 2, pp. 66–74.

[16] *Acampora L., Marra F.S.* Investigation by Thermodynamic Properties of Methane Combustion Mechanisms under Harmonic Oscillations in Perfectly Stirred Reactor // Chemical Engineering Transactions. 2017, Vol. 57, pp. 1459–1464.

[17] *Li Z., Lou C.* Kinetic Simulation of Methane Combustion Reaction: From Mechanism to Application. 2019, No. 3.

[18] *Magnussen B.F., Hjertager B.H.* On Mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion // Symposium (International) on Combustion. 1977, Vol. 16, No. 1, pp. 719–729.

[19] *Kuo K K.* Principles of Combustion / Elsevier Science Pub. Co. Inc., New York, NY, 1986.

[20] *Anderson D., Tannehill J.C., Pletcher R.H.* Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer // Third Edition. 2016.

[21] *Malikov Z.M., Madaliev M.E.* Numerical Simulation of Two-Phase Flow in a Centrifugal Separator // Fluid Dynamics. 2020, Vol. 55, No. 8, 2020, pp. 1012–1028. https://doi.org/10.1134/S0015462820080066.

[22] *Thomas, L.* Elliptic Problems in Linear Differential Equations over a Network: Watson Scientific Computing Laboratory // Columbia Univ. NY, 1949, Vol. 6.

Дата поступления
19.01.2024

Хайдаров С.И. Замонавий икки суюқлик модели асосида струяда метаннинг турбулент диффузион ёнишини моделлаштириш.

Аннотация. *Мақолада икки суюқлик турбулент моделига асосланган изотермик бўлмаган кимёвий реакциялар билан борувчи турбулент, сиқилувчан, кўп компонентли суюқликни оқими моделлаштирилган. Икки суюқликли ёндашув ёпиқ тенгламалар тизимига олиб келиши кўрсатилган. Моделни асослаш учун струяда метаннинг турбулент олдиндан аралаштирилмаган ёниши масаласи кўриб чиқилган. Аррениус-Магнуссен кинетик назарияси кимёвий ёниш реакцияларини моделлаштириш учун ишлатилган. Олинган рақамли натижалар маълум экспериментал маълумотлар ва к-ω ва к-ε турбулентлик моделлари асосида COMSOL Multiphysics дастурий таъминот тўпламида ёнишни моделлаштириш натижалари билан таққослаш натижасида икки суюқликлик ёндашув ёниш жараёнини жуда аниқ тавсифлашга имкон бериши кўрсатилган.*

Калит сўзлар: *к-ω модели; к-ε модели; икки суюқлик модели; метаннинг ёниши; концентрация; Аррениус қонуни; диффузион ёниш.*

Khaydarov S.I. Modeling of turbulent diffusion combustion of methane in a jet based on a modern two-fluid model.

Abstract. *The work simulates the flow of a turbulent compressible multicomponent fluid with non-isothermal chemical reactions based on a two-fluid approach. It is shown that the two-fluid approach leads to a closed system of equations. To substantiate the model, the problem of turbulent non-premixed combustion of methane in a jet is considered. The Arrhenius-Magnussen kinetic theory was used to simulate chemical combustion reactions finite rates. The obtained numerical results are compared with known experimental data and the results of combustion modeling in the COMSOL Multiphysics software package with k-ω and k-ε turbulence models, from which it is clear that the two-fluid approach allows a fairly accurate description of the combustion process.*

Keywords: *k-ω model; k-ε model; two-fluid model; methane combustion; concentration; Arrhenius law; diffusion combustion.*

УДК 532

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ГОРЯЧИХ СВЕРХЗВУКОВЫХ ТЕЧЕНИЙ НА ОСНОВЕ ДВУХЖИДКОСТНОЙ МОДЕЛИ ТУРБУЛЕНТНОСТИ.

Назаров Ф.Х.

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

E-mail: farruxnazar@mail.ru

Аннотация. *В данной работе численно исследуются сверхзвуковые горячие течения с использованием двухжидкостной турбулентной модели. В этой задаче число Маха предполагается равным 2, а число Рейнольдса – 11075. Двухжидкостная модель турбулентности использовалась для замыкания системы уравнений Навье-Стокса. Полученная система уравнений численно решена методом SIMPLE. Полученные численные результаты сравнивались с экспериментальными результатами в базе данных НАСА. Кроме того, представлены профили безразмерных скоростей, температуры, турбулентных напряжений и давления в различных сечениях.*

Ключевые слова: *уравнения Навье–Стокса; осесимметричные горячие сверхзвуковые струи; число Маха; метод SIMPLE.*

Горячие турбулентные течения в сверхзвуковых струях имеют важное значение в аэродинамике и аэротермодинамике из-за их различных физических свойств и влияния на окружающую среду и объекты, с которыми они взаимодействуют. Изучение осесимметричной горячей сверхзвуковой струи представляет собой важную задачу в области аэродинамики и турбулентности. Этот тип потока обладает рядом особенностей, включая высокие скорости, сжимаемость и значительные изменения температуры и плотности газа. Теплое турбулентное течение характеризуется высокой температурой газа и, как следствие, высоким уровнем теплопереноса. Это течение используется в реактивных двигателях и других аппаратах, где требуется высокая энергетическая эффективность за счет высокой скорости газа и высокой температуры сгорания. Может вызывать значительные тепловые нагрузки на поверхности объектов, находящихся в его потоке [1].

Горячие турбулентные течения сверхзвуковых струй, симметричные относительно оси, обычно находятся в центральной части струи. Это объясняется тем, что центральная часть струи обычно содержит горячие газы, которые образуются в результате сжатия и нагрева внутри сопла или другого источника сверхзвуковой струи. При выходе из сопла газы обычно находятся в состоянии высокой энергии и температуры, что способствует образованию теплого турбулентного ядра в центральной части струи. Это турбулентное ядро характеризуется высокой температурой и скоростью, что приводит к интенсивному теплопереносу и динамическим процессам. Однако следует отметить, что распределение температуры и других параметров в турбулентной струе может быть сложным и зависеть от многих факторов, включая конструкцию источника струи, режим работы и окружающие условия. Таким образом, точное местоположение теплых турбулентных течений в сверхзвуковых струях может варьироваться в зависимости от конкретной конфигурации и условий эксплуатации.

Осесимметричные горячие турбулентные течения сверхзвуковых струй находят широкое применение в различных областях, включая аэродинамику, аэротермодинамику, а также в промышленности и научных исследованиях. Например, осесимметричные горячие турбулентные струи используются в аэродинамических трубах и камерах для проведения испытаний моделей и прототипов аэродинамических конструкций, таких как самолеты, ракеты, автомобили и турбомашины. Эти испытания позволяют оценить эффективность системы охлаждения и защиты от высоких температур, возникающих при входе в атмосферу Земли или при пролете через атмосферу других планет. Осесимметричные горячие турбулентные струи используются для изучения турбулентных и теплопереносных процессов в сверхзвуковых потоках. Эти исследования помогают лучше понять физические механизмы, лежащие в основе турбулентности и теплопереноса, а также разработать более эффективные методы и технологии для управления и оптимизации этих процессов [2,3].

В вычислительной гидродинамике (CFD) существуют различные методы моделирования турбулентности. Они состоят из таких методов, как усреднение по Рейнольдсу Навье-Стокса (RANS), моделирование больших вихрей (LES) и моделирование вихрей (DES). RANS предполагает неявное усреднение турбулентного движения по времени и моделирует его влияние на различные свойства потока, такие как смешивание, импульс и энергия. Однако он ограничен в точности из-за своих упрощающих предположений и выбора модели турбулентности. LES стремится напрямую разрешить нестационарное движение турбулентности самого большого масштаба, обеспечивая более детальное и точное представление турбулентных потоков. Этот метод более точен, чем RANS, но также требует более вычислительных ресурсов. Гибридные подходы типа DES объединяют преимущества RANS и LES, позволяя повысить точность и эффективность моделирования турбулентных потоков [4–6].

Для успешного использования LES необходимы численные методы, способные точно улавливать нестационарное движение турбулентных масштабов. Постоянные исследования и разработки в этой области необходимы для расширения возможностей LES и ее применения в широком спектре инженерных задач. В целом, растущие вычислительные мощности и достижения в области методов CFD открыли новые возможности для моделирования турбулентных потоков с более высокой точностью, при этом LES становится многообещающей альтернативой традиционным моделям RANS во многих инженерных приложениях. Для расчета осесимметричных турбулентных течений сверхзвуковых струй требуются специализированные турбулентные модели, которые учитывают особенности этого типа потоков. Существует несколько типов моделей турбулентности, которые можно использовать для таких расчетов. Модели усредненных уравнений Навье-Стокса (RANS) являются наиболее распространенным выбором для инженерных расчетов осесимметричных сверхзвуковых струй. Эти модели предполагают, что турбулентные параметры зависят только от среднего потока, что позволяет снизить вычислительную сложность. Однако, для точного описания особенностей сверхзвуковых струй могут потребоваться улучшенные формулировки, такие как модели с улучшенным представлением влияния сжимаемости и теплопереноса. Некоторые модели RANS, такие как SST (Shear-Stress Transport) модель, могут обеспечить лучшее описание сжимаемых потоков и теплопереноса, что особенно важно для сверхзвуковых струй. Модели больших вихрей (LES) представляют собой более дорогостоящий метод, который позволяет учитывать более широкий спектр турбулентных масштабов, включая мелкомасштабные явления, что может быть важно для описания динамики осесимметричных сверхзвуковых струй. Существуют также более специализированные турбулентные модели, разработанные специально для сверхзвуковых потоков и осесимметричных течений. Эти модели могут включать в себя дополнительные уравнения или параметры, учитывающие конкретные физические процессы, Carasso-Chew-Low (CCL) модель, например, это один из подходов, разработанных специально для осесимметричных сверхзвуковых течений[7–10].

Новая двух-жидкостная модель турбулентности, основанная на представлении турбулентного течения как гетерогенной смеси двух жидкостей с разными скоростями, представляет собой инновационный подход к решению этой проблемы. Она позволяет учитывать различные физические процессы, происходящие в турбулентном потоке, без использования дополнительных эмпирических уравнений. Применение этой модели для исследования осесимметричной горячей и холодный сверхзвуковой струи представляет интерес с точки зрения понимания теплопереноса, формирования ударных волн и других аспектов, связанных с такими потоками.

Физическая и математическая постановки задачи. В эксперименте использовалась струя диаметром 9.144 см. Реактивный самолет работал с числом Маха полностью развернутого факела M=2.0. В эксперименте осесимметричная струя выходит в неподвижный воздух.

Условия на выходе из сопла для поставленной задачи следующие:

$$\frac{T_{jet}}{T_0} = 2.231,\ M_{jet} = 2,\ \mathrm{Re} = \frac{U_{jet} R_0}{\nu_0} = 11075,\ \rho_{jet} = 0.448\rho_0,\ p_{jet} = p_0.$$

Соответствующие условия струи достигаются путем установки общего давления и температуры на входной поверхности струи, как показано на рис. 1 [11].

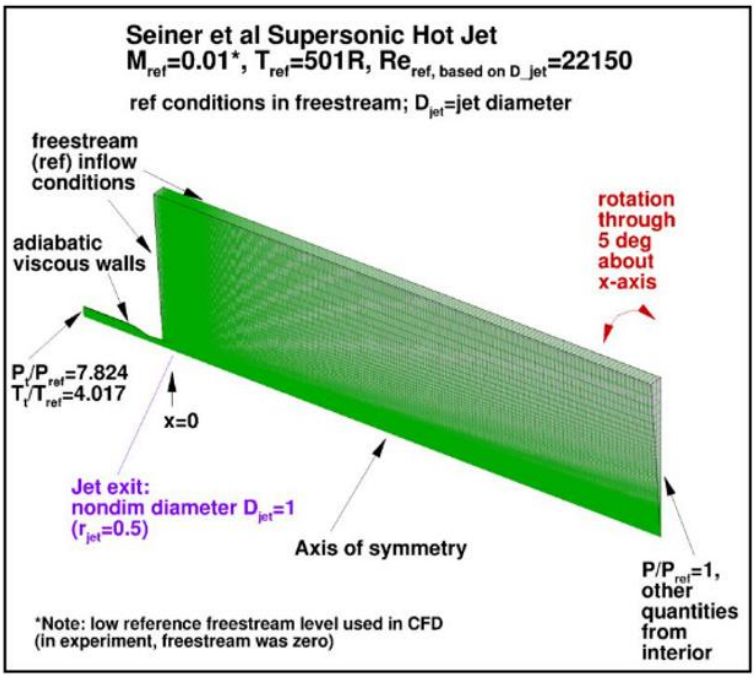


Рис.1.Расчетная сетка

Для численного исследования поставленной задачи уравнение распространения тепла в жидкостях и уравнения Навье-Стокса движения жидкостей или газов рассчитываются совместно. Система уравнений новой двухжидкостной модели имеет вид [12]

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \bar{\rho}}{\partial \tau} + \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j}{\partial x_j} = 0, \\ \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j}{\partial \tau} + \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j V_i}{\partial x_j} + \dfrac{\partial p}{\partial x_i} = \dfrac{\partial P_{ji}}{\partial x_j} - \dfrac{\partial \bar{\rho} \vartheta_j \vartheta_i}{\partial x_j}, \\ \dfrac{\partial \bar{\rho} \vartheta_i}{\partial \tau} + \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j \vartheta_i}{\partial x_j} = -\bar{\rho} \vartheta_j \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j}{\partial x_j} + \dfrac{\partial}{\partial x_j}\left[\bar{\rho} \nu_{ij} \left(\dfrac{\partial \vartheta_i}{\partial x_j} + \dfrac{\partial \vartheta_j}{\partial x_i} \right) \right] + \bar{\rho} C_s \left[rot\vec{V} \times \vec{\vartheta} \right]_i - \bar{\rho} K_f \vartheta_i, \\ \dfrac{\partial \bar{\rho} T}{\partial \tau} + \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j T}{\partial x_j} = \dfrac{\partial p}{\partial \tau} + V_j \dfrac{\partial p}{\partial x_j} + \dfrac{\partial}{\partial x_j}\left(\lambda \dfrac{\partial T}{\partial x_j} \right) + \dfrac{\mu}{2}\left(S_{ij} S_{ij} + s_{ij} s_{ij} \right) - \dfrac{2\mu}{3}\left[\left(\dfrac{\partial V_i}{\partial x_i} \right)^2 + \left(\dfrac{\partial \vartheta_i}{\partial x_i} \right)^2 \right] - \dfrac{\partial \bar{\rho} \vartheta_j t}{\partial x_j}, \\ \dfrac{\partial \bar{\rho} t}{\partial \tau} + \dfrac{\partial \bar{\rho} V_j t}{\partial x_j} = \vartheta_j \dfrac{\partial p}{\partial x_j} - \bar{\rho} \vartheta_j \dfrac{\partial T}{\partial x_j} + \dfrac{\partial}{\partial x_j}\left(\bar{\rho} \lambda_j \dfrac{\partial t}{\partial x_j} \right) + \mu S_{ij} s_{ij} - \dfrac{4\mu}{3} \dfrac{\partial V_i}{\partial x_i} \dfrac{\partial \vartheta_i}{\partial x_i} - \bar{\rho} K_t t. \end{cases} \quad (1)$$

Здесь $\bar{\rho} C_s \left[rot\vec{V} \times \vec{\vartheta} \right]$ – сила Сеффмена, K_f – коэффициент трения и K_t – коэффициент теплопередачи, которые равны

$$K_f = C_1\lambda_{\max} + C_2\frac{\left|\vec{l}\cdot\vec{\vartheta}\right|}{l^2},\ K_t = C_{t1}\lambda_{\max} + C_{t2}\,\mathrm{Pr}\left(\frac{T_t}{T_w}\right)^{0.5}\frac{\left|\vec{l}\cdot\vec{\vartheta}\right|}{l^2} \tag{2}$$

$$S_{ij} = \frac{\partial\vec{V}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\vec{V}_j}{\partial x_i},\ s_{ij} = \frac{\partial\vartheta_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\vartheta_j}{\partial x_i}$$

Первые члены в K_f, K_t означают вклад вихревого потока, а вторые – влияние стенки на коэффициенты. В выражениях (2, 3) эмпирические константы C_1=0.7825, C_2=0.306, C_{t1}=0.92, C_{t2}=0.3, C_S=0.3, l – ближайшее расстояние до стенки, τ_w – напряжение трения стенки, T_w – температура стенки, T_t – температура торможения потока и Pr – молекулярное число Прандтля. Температура торможения потока определяется из соотношения

$$T_t = T\left(1 + \frac{\gamma-1}{2}M^2\right) \tag{3}$$

Здесь M – число Маха.

λ_{max} является наибольшим корнем характеристического уравнения

$$\det\left(A - \lambda E\right) = 0,$$

где A является матрицей

$$A = \begin{vmatrix} -\frac{\partial\vec{V}_1}{\partial x_1} & -\frac{\partial\vec{V}_1}{\partial x_2} + C_s\zeta_3 & -\frac{\partial\vec{V}_1}{\partial x_3} + C_s\zeta_2 \\ -\frac{\partial\vec{V}_2}{\partial x_1} + C_s\zeta_3 & -\frac{\partial\vec{V}_2}{\partial x_2} & -\frac{\partial\vec{V}_2}{\partial x_3} + C_s\zeta_1 \\ -\frac{\partial\vec{V}_3}{\partial x_1} + C_s\zeta_2 & -\frac{\partial\vec{V}_3}{\partial x_2} + C_s\zeta_1 & -\frac{\partial\vec{V}_3}{\partial x_3} \end{vmatrix} \tag{4}$$

Здесь $\zeta = rot\bar{V}$.

Таким образом, система уравнений (1) является двухжидкостной моделью турбулентного сжимаемого потока. На основе этой модели мы рассматриваем сверхзвуковую горячую струю. Для построения математической модели этой задачи запишем систему уравнений (1) в виде цилиндрических координат.

$$\begin{cases} \frac{\partial\rho}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho U}{\partial z} + \frac{\partial\rho V}{r\partial r} = 0, \\ \frac{\partial\rho U}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho UU}{\partial z} + \frac{\partial r\rho UV}{r\partial r} + \frac{\partial P}{\partial z} = \frac{\partial}{r\partial r}\left[\rho r\nu\frac{\partial U}{\partial r}\right] - \frac{\partial\rho ru\vartheta}{r\partial r} - \frac{\partial\rho uu}{\partial z}, \\ \frac{\partial\rho V}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho UV}{\partial z} + \frac{\partial r\rho VV}{r\partial r} + \frac{\partial P}{\partial r} = \frac{\partial}{r\partial r}\left[\rho r\nu\frac{\partial V}{\partial r}\right] - \frac{\rho\nu V}{r^2} - \frac{\partial\rho r\vartheta\vartheta}{r\partial r} - \frac{\partial\rho u\vartheta}{\partial z}, \\ \frac{\partial\rho u}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho Uu}{\partial z} + \frac{\partial r\rho uV}{r\partial r} = -\left(1-C_s\right)\rho\frac{\partial U}{\partial r}\vartheta - \rho\frac{\partial U}{\partial z}u + \frac{\partial}{r\partial r}\left[\rho r\nu_{zr}\frac{\partial u}{\partial r}\right] - K_f\rho u, \\ \frac{\partial\rho\vartheta}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho U\vartheta}{\partial z} + \frac{\partial r\rho V\vartheta}{r\partial r} = -C_s\rho\frac{\partial U}{\partial r}u + \frac{\partial}{r\partial r}\left[2\rho\nu_{rr}\frac{\partial\vartheta}{\partial r}\right] - K_f\rho\vartheta, \\ \frac{\partial\rho T}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho UT}{\partial z} + \frac{\partial r\rho VT}{r\partial r} = \frac{(\gamma-1)}{\gamma R}\left(U\frac{\partial P}{\partial z} + V\frac{\partial P}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{r\partial r}\left[\rho rk\frac{\partial T}{\partial r} - \rho rt\vartheta\right] + \frac{\nu(\gamma-1)}{\gamma R}\left[\left(\frac{\partial U}{\partial r}\right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right)^2 - \frac{2}{3}\left(\frac{\partial\vartheta}{\partial r}\right)^2\right], \\ \rho\frac{\partial t}{\partial\tau} + \frac{\partial\rho Ut}{\partial z} + \frac{\partial r\rho Vt}{r\partial r} = -\rho\frac{\partial T}{\partial r}\vartheta + \frac{(\gamma-1)}{\gamma R}\left[\frac{\partial P}{\partial x}u + \frac{\partial P}{\partial r}\vartheta\right] + \frac{\partial}{r\partial r}\left[\rho rk_r\frac{\partial t}{\partial r}\right] + \rho\frac{2\nu(\gamma-1)}{\gamma R}\frac{\partial U}{\partial r}\frac{\partial u}{\partial r} - K_t\rho t, \\ \nu_{zr} = 3\nu + 2\left(\frac{u\vartheta}{\frac{\partial U}{\partial r}}\right), \nu_{rr} = 3\nu + 2\left(\frac{\vartheta\vartheta}{\frac{\partial U}{\partial r}}\right),\ k_r = 3k + 2\left(\frac{t\vartheta}{\frac{\partial T}{\partial r}}\right),\ p = \rho RT. \end{cases} \tag{5}$$

В данной системе уравнений R – газовая постоянная для воздуха.

Для численной реализации системы (5) сделано преобразование координат [13]

$$\xi = z/R_0,\ \eta = \sqrt{r/R_0},$$
$$\frac{\partial}{\partial z} = \frac{\partial}{R_0 \partial \xi},\ \frac{\partial}{\partial r} = \frac{1}{2\sqrt{R_0 r}} \frac{\partial}{\partial \eta}. \tag{6}$$

Данное преобразование сгущает расчетную сетку около оси. Для приведения скорости системы уравнений (5) к безразмерной, она соотнесена со скоростью струи на выходе из сопла – U_{jet}, температуры – с температурой окружающей среды – T_0.

$$\begin{cases}
\frac{\partial U}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho U U}{R_0 \rho \partial \xi} + \frac{\partial r \rho U V}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} + \frac{\partial P}{R_0 \rho \partial \xi} = \frac{\partial}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta}\left[\rho r \nu \frac{\partial U}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right] - \frac{\partial \rho r u \vartheta}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} - \frac{\partial \rho r u u}{R_0 \rho \partial \xi}, \\
\frac{\partial V}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho U V}{\rho R_0 \partial \xi} + \frac{\partial r \rho V V}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} + \frac{\partial P}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} = \frac{\partial}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta}\left[\rho r \nu \frac{\partial V}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right] - \frac{\rho \nu V}{r^2} - \frac{\partial \rho r \vartheta \vartheta}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} - \frac{\partial \rho u \vartheta}{\rho R_0 \partial \xi}, \\
\frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho U T}{\rho R_0 \partial \xi} + \frac{\partial r \rho V T}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} = \frac{(\gamma - 1)}{\rho \gamma R}\left(U \frac{\partial P}{R_0 \partial \xi} + V \frac{\partial P}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right) + \frac{\partial}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta}\left[\rho r k \frac{\partial T}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right] - \frac{\partial \rho r t \vartheta}{\rho r \partial \eta} - \frac{\partial \rho t \vartheta}{\rho \partial \xi} + \\
+ \frac{\nu(\gamma - 1)}{\rho \gamma R}\left[\left(\frac{\partial U}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right)^2 + \left(\frac{\partial u}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right)^2 - \frac{2}{3}\left(\frac{\partial \vartheta}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right)^2\right], \\
\frac{\partial u}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho U u}{\rho R_0 \partial \xi} + \frac{\partial r \rho u V}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} = -(1 - C_s)\frac{\partial U}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\vartheta - \frac{\partial U}{R_0 \partial \xi} u + \frac{\partial}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta}\left[\rho r \nu_{zr} \frac{\partial u}{\partial \eta}\right] - K_f u, \\
\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho U \vartheta}{\rho \partial \xi} + \frac{\partial r \rho V \vartheta}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} = -C_s \frac{\partial U}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta} u + \frac{\partial}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta}\left[2\rho \nu_{rr} \frac{\partial \vartheta}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right] - K_f \vartheta, \\
\frac{\partial t}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho U t}{\rho \partial \xi} + \frac{\partial r \rho V t}{2\sqrt{R_0 r}\, r \rho \partial \eta} = -\rho \frac{\partial T}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\vartheta + \frac{(\gamma - 1)}{\rho \gamma R}\left[\frac{\partial P}{\partial \xi} u + \frac{\partial P}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\vartheta\right] + \frac{\partial}{2\sqrt{R_0 r}\, r \partial \eta}\left[\rho r k_r \frac{\partial t}{2\sqrt{R_0 r}\partial \eta}\right] + \frac{\nu(\gamma - 1)}{2\gamma R R_0 r} \frac{\partial U}{\partial \eta} \frac{\partial u}{\partial \eta} - K_t \rho t.
\end{cases} \tag{7}$$

Для получения стационарного решения системы (7) использован метод установления, а для согласования давления и скоростей использована разнесенная расчетная сетка. Т.е. скорости и давление находились в точках, расположенных в шахматном порядке. Коррекция скоростей на каждом временном шаге проводилась методом SIMPLE [14–16]. Конвективные члены в системе (7) аппроксимировались разностью против потока точностью второго порядка в явном, а диффузионные члены аппроксимировались центральной разностью в неявном виде. Для учета сжимаемости среды в уравнении неразрывности через поправку на давление, также проводится коррекция на плотность

$$\rho' = \frac{p'}{\gamma R T}$$

Относительные скорости на выходе из сопла были равны

$$u = 0.06 U_{jet} \eta,\ \ \vartheta = 0.03 U_{jet} \eta,\ t = 0 \ \text{ at } \ \xi = 0 \ \text{ and } \ \eta < 1$$

Опытные данные получены из работы [17].

На рис. 2-4 представлены результаты модели и опытных данных для сверхзвуковой горячей струи. В сверхзвуковой струе замеры температуры и давления потока вызывают определенные трудности и неточности. Поэтому экспериментальные данные приведены для температуры и давления торможения, которые, как известно, определяются по формуам

$$T_t = T\left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M^2\right), \quad p_t = p\left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M^2\right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}}.$$

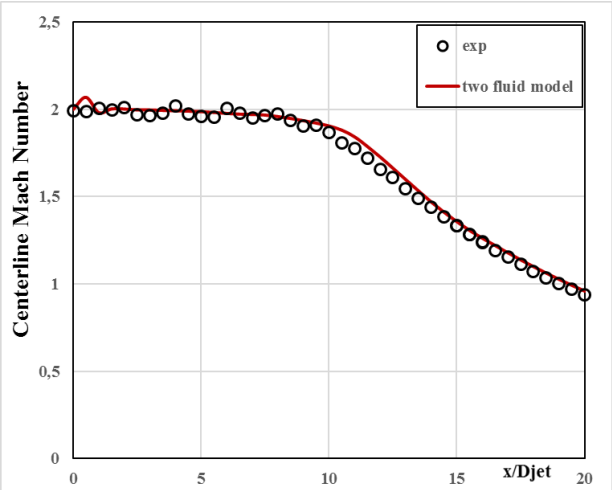


Рис.2. Число Маха сверхзвуковой горячей струи вдоль оси

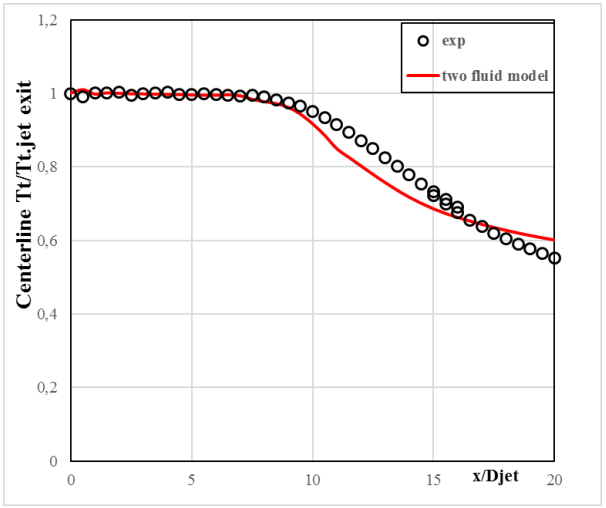


Рис.3. Температура торможения горячей сверхзвуковой струи вдоль оси

Из рис. 2-4 видно, что соответствия результатов предлагаемой модели с опытными данными хорошие.

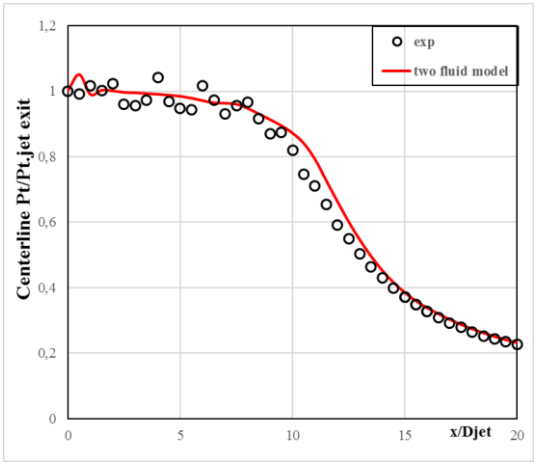
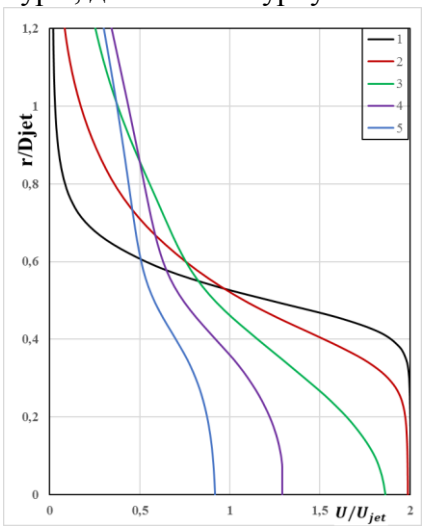
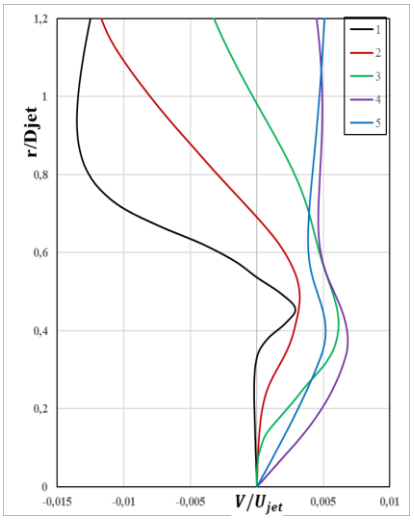


Рис.4. Давление торможения горячей сверхзвуковой струи вдоль оси

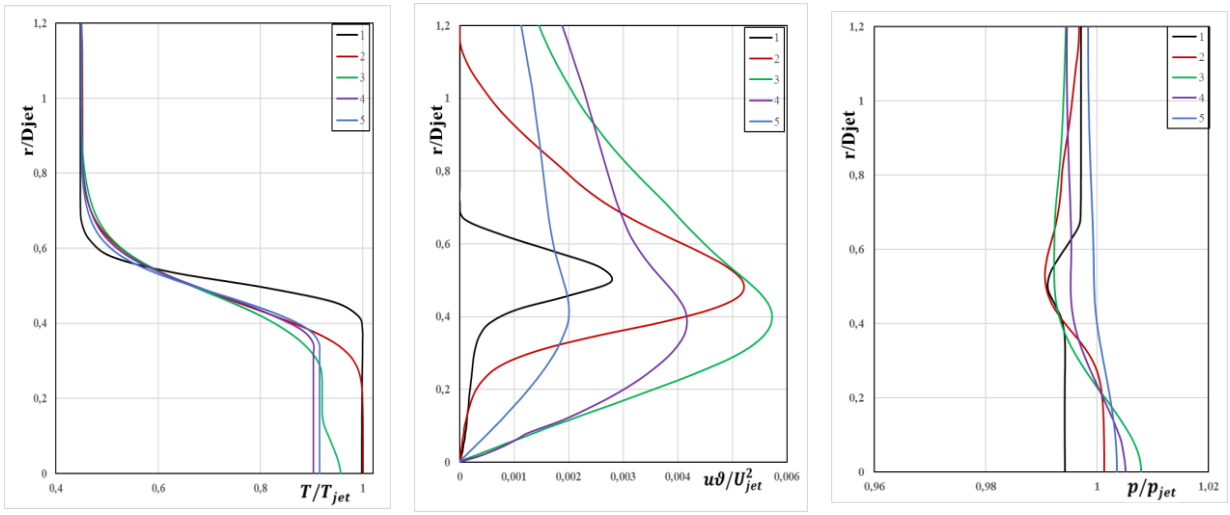
На рис. 5 представлены профили безразмерных продольной, поперечной скоростей, температуры, давления и турбулентного напряжения.



а)



б)



с) д) е)

Рис.5. Сравнение результатов профилей а) продольных скоростей, б) поперечных скоростей, с) температуры, д) турбулентного напряжения и е) давления осесимметричной горячей сверхзвуковой струи для различных сечений:

1- $x/D_{jet}=2.$, 2- $x/D_{jet}=5$, 3- $x/D_{jet}=10$, 4- $x/D_{jet}=15$, 5- $x/D_{jet}=20$

На рис. 6-7 представлены контуры для безразмерной избыточной температуры и числа Маха для горячей сверхзвуковой струи. Избыточная безразмерная скорость была равна

$$\Delta T=\frac{T-T_0}{T_{jet}-T_0}.$$

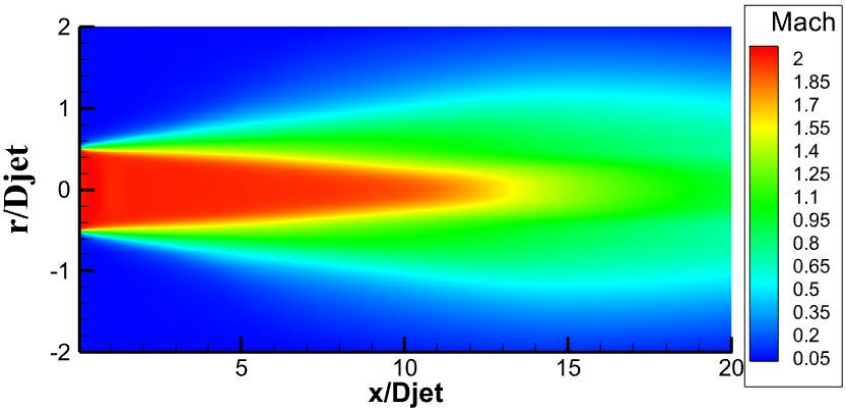


Рис.6. Контур числа Маха для горячей сверхзвуковой струи

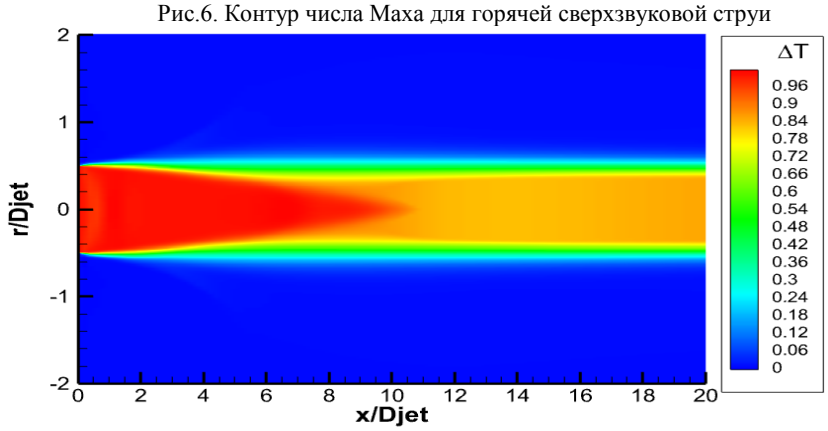


Рис.7. Контур температуры для горячей сверхзвуковой струи

Заключение. В данной статье представлено численное исследование системы уравнений замкнутого цикла для турбулентного течения сжимаемой жидкости с

использованием двухжидкостного подхода. Показано, что численные результаты, полученные с помощью предложенной модели двухжидкостной турбулентности, хорошо согласуются с экспериментальными результатами, представленными в базе данных НАСА. Исходя из этого, мы можем рекомендовать данную модель для расчета подобных сжимаемых турбулентных течений.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Morris C.I., Luke E.* Implicit Large-Eddy Simulations of Hot and Cold Supersonic Jets in Loci-CHEM. 2020.

[2] *Журавлева Г.С.* Численное моделирование турбулентных течений при сверхзвуковом обтекании тел // Известия Иркутского государственного университета. Серия: Математика. 2010, № 3, С. 67–79.

[3] *Глушко Г.С., Иванов И.Э., Крюков И.А*. Расчет сверхзвуковых турбулентных течений. Препринт ИПМ РАН, 793, 2006.

[4] *Georgiadis N.J., Rizzetta D.P., Fureby C.* Large-Eddy simulation: current capabilities, recommended practices, and future research // *AIAA journal*. 2010, Vol. 48, No. 8, pp. 1772–1784.

[5] *Malikov Z., Navruzov D., Djumayev X.* Models results comparison of different approaches to turbulence for flow past a heated flat plate. 2021. Vol. 264. pp. 1008.

[6] *Malikov Z.M., Navruzov D.P., Adilov K., Juraev S.R*. Numerical study of a circular jet based on a modern turbulence model. 2022, Vol. 12251, pp. 97–104.

[7] *Menter F.R., Kuntz M., Langtry R*. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model // Turbulence, heat and mass transfer. 2003, Vol. 4, No. 1, pp. 625–632.

[8] *Menter F*. Zonal two equation kw turbulence models for aerodynamic flows. 1993.

[9] *Spalding D.B.* A turbulence model for buoyant and combusting flows // International journal for numerical methods in engineering. 1987, Vol. 24, No. 1, pp. 1–23.

[10] *Malikov Z.* Mathematical model of turbulence based on the dynamics of two fluids // *Applied* mathematical modelling. 2020, Vol. 82, pp. 409–436.

[11] Axisymmetric hot supersonic jet. Retrieved 19 April 2024. https: // turbmodels. larc. nasa. gov /jetsupersonichot_val.html

[12] *Alam M.M., Malikov Z.M., Malikov B Z., Mehdi A., Gorji M.R., Belhad, W.* mathematical model of turbulent compressible flow based on two-fluid approach // Journal of the taiwan institute of chemical engineers. 2023, Vol. 144, p. 104742.

[13] *Von Mises R*. Bemerkungen zur hydrodynamik // Z. Angew. Math. Mech. 1927, Vol. 7, No. 6, pp. 425–431.

[14] *Nazarov F.K*. Comparing turbulence models for swirling flows // Herald of the bauman moscow state technical university, series natural sciences. 2021, No. 2. URL:https://doi.org/10.18698/1812-3368-2021-2-25-36

[15] *Malikov Z.M., Nazarov F.K*. Study of an immersed axisymmetric turbulent jet in comparative analysis of turbulence models // *Herald of the bauman moscow state technical university, series natural sciences*. 2022, No. 2. URL: https://doi.org/10.18698/1812-3368-2022-2-22-35

[16] *Malikov Z.M., Nazarov F.K., Toshpulov B.S., Abdurakhmonov B.A.* Numerical simulation of a flow in a two-dimensional channel on the basis of a two-liquid turbulence model. 2023. URL:https://doi.org/10.1007/978-3-031-30258-9_8

[17] W*ernet M.P., Georgiadis N.J., Locke R.J*. Velocity, temperature and density measurements in supersonic jets // Aiaa scitech 2021 forum, 2021, pp. 1–40. URL:https://doi.org/10.2514/6.2021-0596

Дата поступления
22.02.2024

Назаров Ф.Х. Икки суюқлик турбудлент модели асосида товуш тезлигидан юқори иссиқ оқимларни сонли тадқиқи.

Аннотация: *Ушбу мақолада товушдан тез иссиқ оқимлар икки суюқликли турбулент модел ёрдамида рақамли ўрганилган. Бу масалада Мах сони 2, Рейнолдс сони эса 11075 деб қабул қилинади. Навье-Стокс тенгламалар тизимини ёпиш учун икки суюқлик турбулентлик моделидан фойдаланилган. Ҳосил бўлган тенгламалар системаси SIMPLE усули ёрдамида сонли ечилган. Олинган рақамли натижалар NASA маълумотлар базасидаги экспериментал натижалар билан солиштирилди. Бундан ташқари, турли бўлимларда ўлчамсиз тезликлар, ҳароратлар, турбулент стресслар ва босимларнинг профиллари келтирилган.*

Калит сузлар: *Навье-Стокс тенгламалари; ўққа нисбатан симметрик товуш тезлигидан юқори бўлган иссиқ оқимлар; Мах сони; SIMPLE усул.*

Nazarov F.Kh. Numerical study of hot supersonic flows based on a two-fluid model of turbulence.

Abstract: *In this paper, supersonic hot flows are numerically studied using a two-fluid turbulent model. In this problem, the Mach number is assumed to be 2 and the Reynolds number is 11075. The two fluid turbulence model was used to close the Navier-Stokes system of equations. The resulting system of equations was numerically solved using the SIMPLE method. The obtained numerical results were compared with experimental results in the NASA database. In addition, profiles of dimensionless velocities, temperatures, turbulent stresses and pressures in various sections are presented.*

Keywords: *Navier–Stokes equations; axisymmetric hot supersonic jets; Mach number; SIMPLE method.*

УДК 621.01

РАСЧЕТ НАТЯЖЕНИЯ В ВЕДУЩЕЙ ВЕТВИ ЦЕПИ ЦЕПНОЙ ПЕРЕДАЧИ С ПЕРЕМЕННЫМ МЕЖОСЕВЫМ РАССТОЯНИЕМ

[1]Турдалиев В.М., [1]Акбаров А.И., [1]Улмасов С.А., [2]Мадаминов С.М.

[1]Наманганский инженерно-строительный институт, Наманган, Узбекистан;
[2]Ургенчский государственный университет, Ургенч, Узбекистан.
E-mail: vox-171181@mail.ru

Аннотация. *В статье приводится результаты исследования по определению расчетного натяжения в ведущей ветви цепной передачи с переменным межосевым расстоянием. В результате исследования определено, что натяжение ведущей ветви цепной передачи с переменным межосевым расстоянием сокращается с уменьшением межосевого расстояния. Также выявлено, что в цепных передачах с переменным межосевым расстоянием требуется дополнительная переменная сила для поддержания постоянного натяжения ведущей ветви цепи.*

Ключевые слова: *цепная передача; межосевое расстояние; натяжение; ведущая ветвь; звездочка; сила натяжения устройства; пружина.*

Введение. Проектирование и расчет машин и механизмов является сложной и комплексной проблемой. Методология её решения включает научно-исследовательские и опытно-конструкторские работы, направленные на изучение свойств как самих устройств в целом, так и входящих в них отдельных узлов, звеньев и деталей [1].

В технологических машинах для передачи движения применяются различные передаточные механизмы, в состав которых можно включить рычажные, зубчатые, цепные, ременные и т.п. передачи. Эти передачи отличаются видами передачи движения, передаточным числом, а также работоспособностью при различных нагрузках. Некоторые из вышеперечисленных передач не рекомендуется применять при больших межосевых расстояниях. Для передачи движения при больших межосевых расстояниях в основном используются цепные и ременные передачи. Из последних чаще применяются цепные передачи, так как за счет зацепления звездочек с цепью передача движения считается более надежной, вследствие чего обеспечивается постоянность передаточного числа [2].

Цепные передачи работают за счет зацепления. Зубчатые передачи, как и ременные, ведущая и ведомая звездочки соединены между собой гибким звеном (цепью) [3]. Цепные передачи широко используются в приводных механизмах транспортных, сельскохозяйственных и других машин. Известно, что сопротивление износу элементов цепи рассматривается как основной фактор, определяющий работоспособность цепных передач. В процессе эксплуатации, помимо естественного износа цепных передач, происходят изменения углов удлинения и охвата вследствие вибрации или колебаний. Это, в свою очередь, приводит к снижению тяги и неравномерному распределению нагрузок в элементах цепи. Возникновение этих изменений приводит к тому, что цепь теряет натяжение и выскакивает со звездочек или повреждает звенья механизма [4]. Поэтому вопрос обеспечения натяжения ветви цепных передач следует считать актуальным.

В производстве существуют такие технологические процессы, что при увеличении технологического сопротивления или возникновении событий с негативными последствиями рабочий орган необходимо отключать от технологического процесса или менять его положение. Одним из способов предотвращения подобных ситуаций является придание дополнительного движения ведомой звездочке, закрепленной на одном валу с рабочими органами.

Методы. В существующих двухзвездочных цепных передачах расчетное значение силы натяжения в ведущей ветви цепи определяется следующим образом (рис. 1) [5]:

$$S_1 = S_P + S_B + S_C \qquad (1)$$

Здесь:

$$S_P = \frac{2M_1}{d_{g1}} = \frac{102N_1}{v}, \qquad (2)$$

$$S_B = qga_w(1+5\cos^2\gamma), \tag{3}$$

$$S_C = qv^2, \tag{4}$$

где S_P – рабочие усилия ведущей ветви цепи, Н; S_B – натяжение, создаваемое собственным весом цепи при ее провесании, Н; S_C – натяжение, создаваемое центробежными силами, Н; еM_1 – крутящий момент на ведущей звездочке, Нм; N_1 – мощность на ведущей звездочке, Вт; d_{g1} – диаметр ведущей звездочки, м; v – скорость цепи, м/с; q – вес погонного метра цепи, кг/м; a_w – межосевое расстояние, м; γ – угол, составляемый центровой линией передачи с горизонталью, градус; g – ускорение силы тяжести, м/с^2.

Итак, учитывая выражения (2), (3) и (4), выразим натяжение ведущей ветви цепи следующим образом:

$$S_1 = \frac{2M_1}{d_1} + qga_w(1+5\cos^2\gamma) + q\vartheta^2. \tag{5}$$

Поскольку в рассматриваемой задаче межосевое расстояние цепной передачи является переменным, введем дополнительные определения переменных параметров, т.е. определим a_w через $a_{(w)}$, а γ через γ'. Переменные параметры в выражении (5) определим отдельно. Прежде всего определяем угол наклона (γ) центральной оси передачи относительно горизонтальной плоскости. В предлагаемой цепной передаче ведомая звездочка совершает дополнительное колебательное движение с рычагом вокруг точки O_3 по дуге φ-φ при увеличении технологического сопротивления. В этом случае при перемещении точки O_2 в точку O'_2 угол γ меняется на угол γ', а a_w меняется на $a_{(w)}$ (рис. 2).

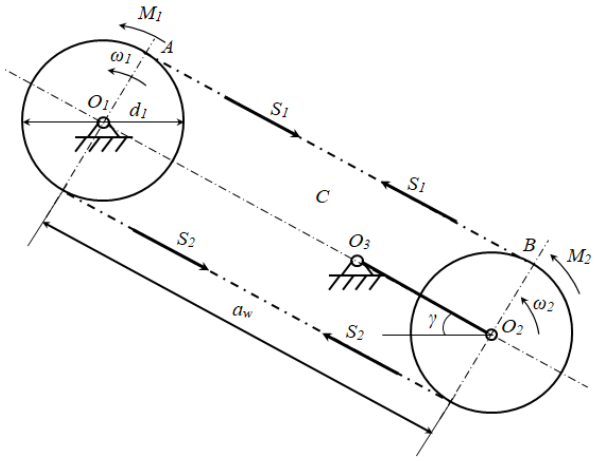


Рис. 1. Схема определения натяжения ведущей ветви цепи цепной передачи

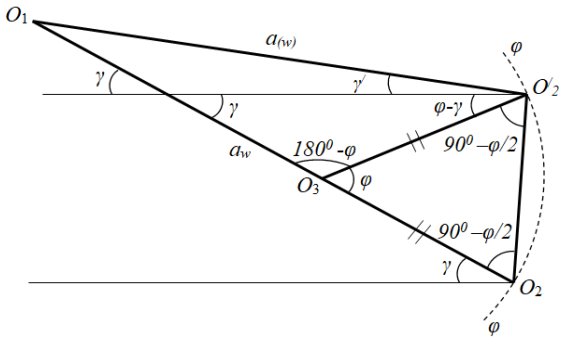


Рис. 2. Схема определения угла наклона центральной оси передачи относительно горизонтальной плоскости и межосевого расстояния

Результаты. Используя рис. 2, запишем следующее:

$$\angle O_3 = \gamma' + \varphi - \gamma + 90^o - \frac{\varphi}{2} = 90^o + \gamma' + \frac{\varphi}{2} - \gamma \tag{6}$$

Применив теорему синусов для треугольника $O_1O_2O'_2$ на рис. 2, получим следующее:

$$\frac{a_w}{\sin\angle O_3} = \frac{a_{(w)}}{\sin\angle O_2} \Rightarrow \frac{a_w}{a_{(w)}} = \frac{\sin\left(90^o + \gamma' + \frac{\varphi}{2} - \gamma\right)}{\sin\left(90^o - \frac{\varphi}{2}\right)}. \tag{7}$$

Из выражения (7) запишем следующее:

$$\cos\left(\gamma' + \frac{\varphi}{2} - \gamma\right) = \frac{a_w}{a_{(w)}} \cdot \cos\frac{\varphi}{2}. \tag{8}$$

Из выражения (8), определив изменение угла наклона центральной оси передачи относительно горизонтальной плоскости, запишем следующее:

$$\gamma' = \gamma + \arccos\left(\frac{a_w}{a_{(w)}} \cdot \cos\frac{\varphi}{2}\right) - \frac{\varphi}{2}. \qquad (9)$$

Из рис. 2 и [6] выразим межосевое расстояние цепной передачи следующим образом:

$$a_{(w)} = \sqrt{a_w^2 + 2O_3O_2(1-\cos\varphi) - 2a_wO_3O_2\sqrt{2(1-\cos\varphi)}\sin\frac{\varphi}{2}} \qquad (10)$$

Анализ. Для определения изменения силы натяжения в ведущей ветви цепной передачи с переменным межосевым расстоянием проведем численное решение выражения (5) с учетом выражений (9) и (10). Численное решение задачи проводилось при следующих значениях параметров: M_1=100 Нм, d_{g1}=0,2 м, q=1.52 кг/м, g=10 м/с^2, a_w=1 м, γ=30 градус, v=5 м/с.

Если межосевое расстояние в цепных передачах не меняется, сила натяжения ведущей ветви тоже остается постоянным. При уменьшении межосевого расстояния сила натяжения ведущей ветви цепи уменьшается по криволинейной закономерности (рис. 3).

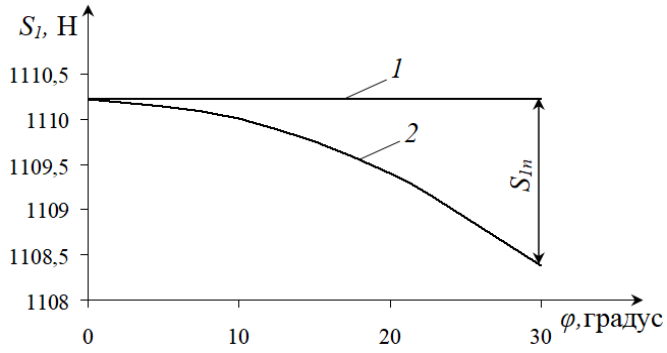


Рис. 3. Зависимости силы натяжения ведущей ветви цепи от угла перемещения коромысла:
1 – межосевое расстояние постоянное; 1 – межосевое расстояние переменное

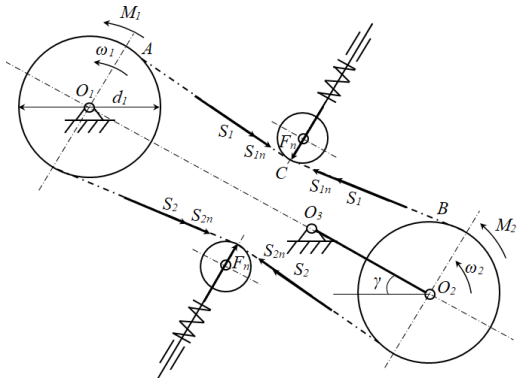


Рис. 4. Цепная передача с переменным межосевым расстоянием и натяжным устройством

Анализируя график, представленный на рис.3, можно сказать, что натяжение ведущей ветви цепной передачи уменьшается с уменьшением межосевого расстояния. Для поддержания постоянного натяжения цепи требуется переменная дополнительная сила S_{1n}. Эту силу можно создать с помощью натяжного устройства, оснащенного пружиной (рис.4).

Силу натяжения в ведущей ветви цепной передачи, представленной на рис. 4, можно записать с учетом уравнения (1) в следующем виде:

$$S_1 = S_P + S_B + S_C + S_{1n}, \qquad (11)$$

где S_{1n} – сила натяжения, возникающая в ведущей ветви цепи за счет силы пружины натяжного устройства, Н.

Для определения силы натяжения, возникающей в ведущей ветви цепи за счет силы пружины, отделим натяжной ролик и ведущую ветвь цепи от рис.4 и для упрощения расчетов положим сечение AB, сделав его параллельным горизонтальной плоскости (рис.5).

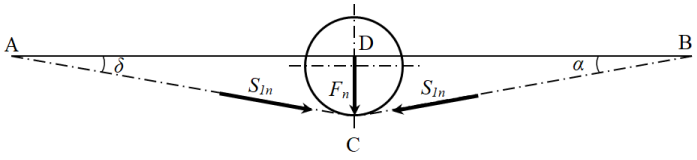


Рис. 5. Взаимодействие натяжного ролика и ведущей ветви цепи

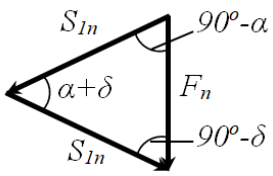


Рис. 6. Замкнутый контур силового многоугольника

Используя рис. 5, построим замкнутый контур силового многоугольника (рис. 6).

Из рис. 6 запишем связь между силами по теореме о синусах следующим образом:

$$\frac{F_n}{\sin(\alpha+\delta)} = \frac{S_{1n}}{\sin(90^o-\alpha)} = \frac{S_{1n}}{\sin(90^o-\delta)}. \quad (12)$$

Из уравнения (6) запишем следующее:

$$S_{1n} = \frac{F_n \cos\alpha}{\sin(\alpha+\delta)}, \quad (13)$$

или

$$S_{1n} = \frac{F_n \cos\delta}{\sin(\alpha+\delta)}. \quad (14)$$

Обсуждение. Для поддержания постоянного натяжения ветвей цепной передачи натяжной ролик следует устанавливать таким образом, чтобы обеспечить соблюдение $\alpha=\delta$. Только тогда можно достичь баланса сил в ведущей ветви цепи.

Учитывая вышеизложенное и то, что сумма двух углов треугольника равна 180^0, запишем выражения (13) или (14) следующим образом:

$$S_{1n} = \frac{F_n}{2\sin\alpha}. \quad (15)$$

Угол наклона ведущей ветви цепи определяем из треугольников *ADC* или *BDC* на рис. 5:

$$\alpha = arctg\frac{DC}{AD} = arctg\frac{DC}{BD}. \quad (16)$$

Согласно треугольнику ABC на рис. 5 и [7], запишем следующее:

$$\frac{DC}{AD} = \frac{0{,}72\cos\gamma\sqrt{AB}}{1000k}, \quad (17)$$

где AB − длина ведущей ветви цепи, м; k – коэффициент, учитывающий влияние центробежных сил, Н (если $v\leq 10$ м/с, то $k=1$; если $v>10$ м/с, то $k=0{,}1v$).

С учетом выражения (17) запишем выражение (16) в следующем виде:

$$\alpha = arctg\left(\frac{0{,}72\cos\gamma\sqrt{AB}}{1000k}\right). \quad (18)$$

Согласно [7] длину ведущей ветви цепи выразим следующим образом:

$$AB = \sqrt{a_w^2 - c_\omega^2}, \quad (19)$$

где c_ω − полуразность делительных окружностей пары смежных звездочек в шагах, м.

С учетом выражения (19) запишем выражение (18) следующим образом:

$$\alpha = arctg\left(\frac{0{,}72\cos\gamma\sqrt[4]{a_w^2 - c_\omega^2}}{1000k}\right). \quad (20)$$

На основе приведенных выше исследований выразим силу натяжения, возникающую в ведущей ветви цепи за счет силы пружины, учитывая уравнение (20) и используя уравнение (15), следующим образом:

$$S_{1n} = \frac{F_n}{2\sin\left(arctg\left(\frac{0{,}72\cos\gamma\sqrt[4]{a_w^2 - c_\omega^2}}{1000k}\right)\right)}. \quad (21)$$

Заключение. В цепных передачах с переменным межосевым расстоянием требуется дополнительная переменная сила для поддержания постоянного натяжения ведущей ветви

цепи. Самый простой способ создать эту силу − использовать натяжное устройство, оснащенное пружиной. Результаты исследований показали, что дополнительная переменная сила, создаваемая пружиной, зависит от силы пружины, коэффициента, учитывающего влияние центробежной силы, полуразности делительных окружностей пары смежных звездочек, угла наклона центральной оси передачи относительно горизонтальной плоскости.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Краснов А.А.* Развитие основ проектирования систем транспортирования нитей и тканей текстильных машин как механизмов с гибкими звеньями: Дисс. на соискание уч. степ. д.т.н. Иваново. 2010. −357 с.

[2] *Мухамедов З. Турдалиев В.М. Косимов А.А.* Кинематическая неравномерность вращения зубчато-ременной передачи с составным шкивом // Изв. англ. Рез., Том. 40, 9, сентябрь 2020 г., С. 705–709.

[3] *Турдалиев В.М. Комилов С.Р. Абдухалилова М.Г.* Кинематический анализ цепной передачи с переменным межосевым расстоянием // Проблемы механики. 2021, №2, С. 81-87.

[4] *Войнов К.Н.* Об уменьшении износа втулочно-роликовых и иных цепей // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2011, № 4 (3), С. 692-694.

[5] *Дмитриев В.А.* Детали машин. Ленинград. Судостроение, 1970. −792 с.

[6] *Турдалиев В.М. Алимухамедов С.П., Мухамедов З., Комилов С.Р*. Измерение переменного межосевого расстояния в цепной передаче // Изв. англ. Рез., том. 42, нет. S1, стр. S57–S59, декабрь 2022г.. doi: 10.3103/S1068798X23020259.

[7] *Готовцев А.А. Котенок И.П.* Проектирование цепных передач: Справочник. Москва. Машиностроение, 1982. – 336 с.

Дата поступления
05.01.2024

Турдалиев В.М., Акбаров А.И., Ўлмасов С.А. Мадаминов С.М. Ўқлараро масофаси ўзгарувчан занжирли узатма занжрининг етакчи тармоғи таранглигини ҳисоблаш

Аннотация. *Мақолада ўқлараро масофаси ўзгарувчан занжирли узатма занжрининг етакчи тармоғи таранглигини ҳисобий қийматини аниқлаш бўйича ўтказилган тадқиқ натижалари келтирилган. Тадқиқотлар натижасида шу аниқланганки, ўқлараро масофаси ўзгарувчан занжирли узатма занжрининг етакчи тармоғи таранглиги ўқлараро масофа камайиши билан камаяр экан. Шунингдек, ўқлараро масофаси ўзгарувчан занжирли узатмаларда занжрининг етакчи тармоғи таранглигини доимий сақлаб туриш учун қўшимча ўзгарувчан куч талаб этилиши аниқланган.*

Калит сўзлар: *занжирли узатма; ўқлараро масофа; таранглик; етакчи тармоқ; юлдузча; куч; таранглаш қурилмаси; пружина.*

Turdaliev V.M., Akbarov A.I., O'lmasov S.A. Madaminov S.M. Calculation of tension in the leading branch of a chain drive chain with a variable center distance

Abstract. *The article presents the results of a study to determine the tension in the drive branch of a chain transmission with a variable center distance. It has been determined that the tension of the drive branch of a chain transmission with a variable center distance decreases with decreasing center distance. It was also revealed that in chain drives with variable center distances, additional variable force is required to maintain constant tension on the leading branch of the chain.*

Keywords: *chain drive; center distance; tension; drive branch; sprocket; force; tensioner; spring.*

УДК 631.358: 633.511

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ПНЕВМОТРАНСПОРТНЫХ СИСТЕМ ХЛОПКОУБОРОЧНЫХ МАШИН

Норматов М.К.

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

Аннотация. *В статье приведен анализ энергетических параметров пневмотранспортной системы навесных и полунавесных 4-х рядных хлопкоуборочных машин. Изучены результаты научно-исследовательских работ по усовершенствованию конструкции пневмотранспортных систем данных машин. Мощность, требуемая для работы вентилятора, расчитана известными методами аэродинамики пневмотранспорта в системах трубопроводов, рекомендованных рядом исследователей. При этом мощность, требуемая для работы вентиляторов производственного и усовершентвованного типов пневмотранспортных систем, была определена местными аэродинамическими сопротивлениями с учетом конструктивных особенностей трубопроводов пневмотранспортных систем. Результаты вычислений представлены в виде построенных гистограмм и их анализов.*

Ключевые слова: *хлопкоуборочная машина (ХУМ); пневмотраспортная система (ПТС); вентилятор; коэффициент аэродинамического сопротивления; требуемая мощность; потеря давления.*

Введение. В настоящее время около 90 стран мира занимаются выращиванием хлопка на площади 32 млн.га. По посевным площадям, равным 1.07 млн.га, и урожаю хлопка Узбекистан занимает четвертое место после Индии, КНР и США [1, 2]. Республика

также входит в число стран-лидеров по производству хлопкоуборочной техники, где производятся навесные и выпускаются полунавесные и самоходные машины. После разработки и создания ряда унифицированных уборочных аппаратов вертикально-шпиндельных хлопкоуборочных машин в последующих поколениях уборочной техники аппараты оставляли без существенного изменения. Вносились соответствующие изменения в конструкцию пневмотранспортной системы (ПТС), в механизмы навески аппарата, шасси и управления машиной. В современных хлопкоуборочных машинах хлопок, собранный уборочным аппаратом, транспортируется в бункер посредством ПТС. Недостатком ПТС является сравнительно большой расход энергии, но он компенсируется лучшим сохранением природного качества транспортируемого материала.

В настоящее время, производимая в Узбекистане 4-х рядная полунавесная ХУМ МХ-2.4, является в своем классе единственной, обеспечивающей механизированную уборку урожая хлопчатника с междурядий 60 см. До этого были произведены 4-х рядные машины навесных типов 14ХВ-2.4 для междурядья 60 см и ХН-3.6 для междурядья 90 см. На этих машинах из-за простоты конструкции трубопроводов между аппаратом и бункером требуемая мощность для работы вентилятора была сравнительно ниже (14ХВ-2.4А – 9.63 кВт [9] и ХН-3.6 – 10.46 [6]), чем в зарубежных горизонтально-шпиндельных машинах, где используется эжекционная ПТС. Энергоёмкость таких систем ПТС в 2.0...4.0 раза выше (до 40 кВт), чем у всасывающего типа пневмотранспорта [3, 4]. В связи с этим исследовательские и инновационные работы по совершенствованию машин ведутся во взаимодействии с научно-исследовательскими и высшими учебными заведениями, конструкторскими бюро, производственными предприятиями и машиноиспытательными центрами [10].

Многие исследователи провели работу по совершенствованию конструкции ПТС машины. Так, к примеру, Н.А.Артыков достаточно подробно и глубоко исследовал ПТС навесных ХУМ и аэродинамические процессы в них. Им созданы и испытаны различные конструкции приемных камер, трубопроводов и вентиляторов [6]. В АО «БМКБ-Агромаш» (ранее ГСКБ по машинам для хлопководства) А.Г.Арзуманянц совместно со своим коллективом провели ряд лабораторных экспериментов по усовершенствованию пневмотранспортных систем навесных ХУМ ХН-3.6 [7], в данное время отсутствующих в производстве.

На машине МХ-2.4 в связи с расположением энергетического модуля-трактора перед хлопкоуборочным агрегатом конструкция ПТС претерпела усложнение, что в конечном итоге привело в определенной степени к снижению эффективности работы [1, 8]. Одна из основных причин этого заключается в том, что трубопроводы ПТС имеют сложную геометрическую форму и разные длины. Кроме этого вентилятор размещен в системе нерационально, что видно из рис.1.

Производственная 4-х рядная хлопкоуборочная машина МХ-2.4 и узлы ПТС машины показаны на рис. 1.

а) б) в)

Рис. 1. Производственная полунавесная ХУМ МХ-2.4 (а) и расположение узлов ПТС (б,в) [11]

Как видно из рис.1 данная конструкция ПТС имеет больше число колен с малым радиусом (400 мм), углы изгиба 35°-90° и длины трубопроводов до 2.2 м [8]. Хлопок, собранный уборочными аппаратами, транспортируется через корпус вентилятора, который перевернут на 180°. При такой конструкции повышаются затраты энергии на работу вентилятора и уровень механических повреждений семян хлопка. Сравнительные испытания МХ-2.4 показали механические повреждения семян в соотвествии с агротехническими требованиями, а при высокой урожайности хлопчатника увеличивались потери хлопка на землю [8,10].

С целью устранения вышеперечисленных недостатков производственной машины МХ-2.4 учеными института на основе межведомственного проекта «МВ-Атех-2018-92+БВ-Атех-2018-13» «Разработка и уточнения параметров работы уборочного аппарата с ресурсосберегающими рабочими органами (шпиндели, барабаны и др.), пневмосистемы четырехрядной машины» под руководством А.А.Ризаева и А.Т.Йулдашева проведены исследования по теме «Научно-технические решения пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины со сменными уборочными аппаратами» [8,9]. Проведено моделирование аэродинамических процессов в ПТС и определены ее рациональные параметры, металлические трубопроводы заменены на гибкие гофрированные, обоснованы и разработаны параметры вентилятора, позволившие рациональное его конструирование [8,9,12]. По плану этого проекта разработана и создана усовершенствованная конструкция машины МХ-2.4. На рис. 2 изображена данная усовершенствованная машина [8,12].

а) б) в)

Рис.2. Усовершенствованная полуприцепная машина МХ-2.4 [12]:
а − общий вид, *б* − вид слева, *в* − вид справа

По результатам выполненных исследований и разработки усовершенствованной конструкции ПТС 4-х рядной полунавесной ХУМ возникает необходимость сравнительной оценки её энергетических параметров.

Методы. Расчеты выполнены на основе уравнения Бернулли для газа с учетом местных аэродинамических сопротивлений. Для определения коэффициента аэродинамического сопротивления использованы материалы из справочников по гидравлике. Разработана расчетная схема ПТС 4-х рядной ХУМ и на основе метода расчета проф. Н.А.Артыковым потери давления определена необходимая мощность в системе ПТС.

Результаты и обсуждение. Для оценки энергоемкостей ПТС производственной и усовершенствованной конструкции следует разработать их расчетные схемы и произвести расчеты аэродинамических параметров системы на основе уравнения Бернулли для газа. Методика расчетов функционирования системы основана на известных рекомендациях Соломаховой Т.С. [5] и Артикова Н.А. [6].

Расчет выполняется при следующих данных: характеристики транспортируемого хлопка, производительность и давление в системе (высота подъема, наличие отдельных отводов), конструктивные параметры узлов ПТС.

Требуется выбрать концентрацию воздух + хлопок, определить скорость воздуха, потери давления в системе и рассчитать мощность, потребляемую вентилятором. Следует

отметить, что требование унификации удовлетворяется в расчетах с применением центробежного вентилятора №5. Многолетний опыт разработки, создания и эксплуатации отечественных хлопкоуборочных машин показал эффективность использования в ПТС данного вентилятора [1,6].

Расчеты потери давления и потребляемой мощности системой основаны на результатах измерения потока скоростей в ПТС машины МХ-2.4 [8].

На рис. 3 показана расчетная схема для определения перепада давления воздуха в ПТС. При расчетах использована методика, разработанная проф. Н.А. Артыковым [6].

Для этого будем рассчитывать перепад давления в каждом из семи характерных участков трубопровода через соответствующие аэродинамические коэффициенты сопротивления. В расчеты включены конструктивные и геометрические параметры трубороводов.

Расчет выполняется по отдельным участкам ПТС с последующим суммированием перепада давления в соотвествии с методикой [6]:

$$\Delta p_i = 0{,}5\xi_i \rho v_i^2$$

где ξ_i – коэффициент аэродинамического сопротивления; ρ – плотность воздуха, кг/м^3; v_i – средняя скорость течения потока воздуха в соответсвующем сечении хлопкопроводящего трубопровода, м/с; Q – расход воздуха в системе, м^3/с.

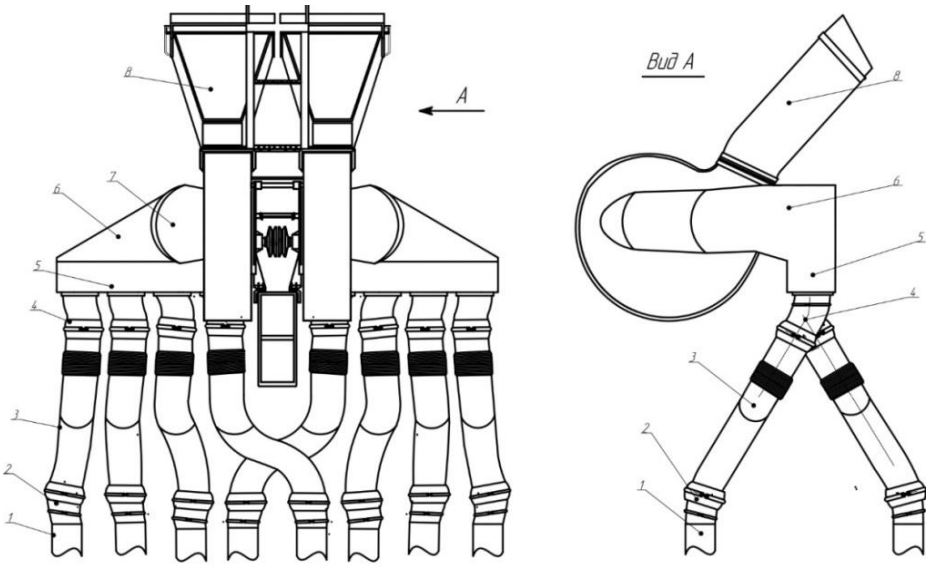


Рис. 3. Расчетная схема ПТС производственной хлопкоуборочной машин МХ-2.4:
1 – приемная камера; 2,4 – соединительные патрубки; 3 – трубопровод; 5 – переходник; 6 – пирамидобразный воздухосборник; 7 – соединительный переходник с корпусом вентилятора; 8 – диффузор

На основе многократных опытов, проведенных в АО «БМКБ-Агромаш», производительность одного центробежного вентилятора хлопкоуборочной машины должна быть равной Q=2.2 м^3/с, что эффективно обеспеспечивает транспортирование хлопковоздушной смеси не менее μ =0.2. Для бесперебойной работы хлопкопроводящих трубопроводов расход по каждому трубопроводу должен быть равным Q=0.55 м^3/с.

Далее, на основе этих исходных данных приступим к расчету потери давления в элементах ПТС с учетом замеров скоростей потока воздуха в наших экспериментах [8].

Для первого участка при v = 23.3 м/с потеря давления равна

$$\Delta p_1 = \beta \frac{\rho v^2}{2} = 2{,}1 \cdot \frac{1{,}2 \cdot 23{,}3^2}{2} = 684{,}04 Па$$

Здесь $\beta = 1{,}8 + 1{,}5\mu = 2{,}1$ [6].

На втором участке потеря давления расчитывается при средней скорости воздушного потока $v_{ср}$=15.45 м/с вследствие изгиба трубопровода. Сначала определим коэффициенты аэродинамических сопротивлений в каждом трубопроводе. Замеры скоростей воздушного потока даны в работе [8].

$\delta = 85°$, D=0.16м, R=0.235м. Для данного случая коэффициент аэродинамического сопротивления в 1-ом и 2-ом трубопроводах равен:

$$\xi_1 = \xi_2 = \left(\left(\frac{2D}{R}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{\delta}{90^\circ} = \left(\left(\frac{2 \cdot 0{,}16}{0{,}235}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{85^\circ}{90^\circ} = 1{,}85$$

Аэродинамические сопротивления в остальных приемных камер определяется той же формулой.

$\delta = 80°$, D=0.16м, R=0.235м. При этих параметрах коэффициент аэродинамического сопротивления в 3-ом трубопроводе будет равен $\xi_3 = 1{,}81$.

$\delta = 15°$, D=0.16м, R=0.15м. Для данных параметров коэффициент аэродинамического сопротивления в 4-м трубопроводе будет равен $\xi_4 = 0{,}6$.

Определим среднее арифметическое значение коэффициентов на участке 3 для 4-х трубопроводов:

$$\xi_{об} = \frac{\xi_1 + \xi_2 + \xi_3 + \xi_4}{4} = \frac{1{,}85 + 1{,}85 + 1{,}81 + 0{,}6}{4} = 1{,}53$$

Определим общие потери давления на участке 2.

$$\Delta p_2 = 0{,}5\xi_{об}\rho v_{ср}^{\ 2} = 0{,}5 \cdot 1{,}53 \cdot 1{,}2 \cdot 15{,}45^2 = 219{,}13 Па$$

Потери давления на участке 3 рассчитываются при диаметре трубопровода D=0.178 м, среднем значении длины трубопровода $l_{ср}$=1.8 м, среднем значении скорости воздушного потока $v_{ср}$=19.82 м/с. Замеры скорости воздушного потока, размеры длины трубопроводов и угол изгиба колена даны в работе [8]:

где: $\lambda_m^u = 0{,}034\mu = 0{,}007$, $\lambda_{см} = \lambda_{тр} + \lambda_m^u = 0{,}016 + 0{,}007 = 0{,}023$ [4]

$$\Delta p_3 = \lambda \frac{l}{D} \cdot \frac{\rho v^2}{2} = 0{,}023 \cdot \frac{1{,}8}{0{,}178} \cdot \frac{1{,}2 \cdot 19{,}82^2}{2} = 54{,}8 Па$$

Потери давления на подъеме по наклонному трубопроводу с параметрами $l_{ср}$=1.8м, g=9.81 м/с^2, $v_н$=15.45 м/с, $v_к$=19.82 м/с:

$$\Delta p_п = g\rho\mu \frac{v_п}{v_м} l = 9{,}81 \cdot 1{,}2 \cdot 0{,}2 \cdot \frac{19{,}82}{15{,}45} = 3{,}02 Па$$

На участке 4 с наклоном относительно вертикали $\delta = 15°$, D=0,16 м, R=0.3 м, v=24.3 м/с, потери давления равны:

$$\xi = \left(\left(\frac{2D}{R}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{\delta}{90^\circ} = \left(\left(\frac{2 \cdot 0{,}16}{0{,}3}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{15^\circ}{90^\circ} = 0{,}2$$

$$\Delta p_4 = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 1{,}2 \cdot (24{,}3)^2 = 70{,}86 Па$$

потери давления при входе в воздухосборник 5 при следующих параметрах: $S_{об.т.п}$=0.09 м^2, $S_{сб}$=0.13 м^2, v=19.82 м/с, равны:

$$\xi = \left(\frac{D_{сб}^2}{D_{об.труб}^2} - 1\right)^2 = \left(\frac{S_{сб}}{S_{об.труб}} - 1\right)^2 = \left(\frac{0{,}13}{0{,}09} - 1\right)^2 = 0{,}2$$

$$\Delta p_{уд} = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 1{,}2 \cdot 19{,}82^2 = 47{,}14 Па$$

Изгиб трубопровода между участками 6 и 7 при $v_{ср}$=19.82 м/с:

$$\Delta p_{уд} = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5\rho v^2(\xi' + \xi_{тр} + \xi_m) = 0{,}5 \cdot 1{,}2 \cdot 19{,}82^2 \cdot (0{,}09 + 0{,}008 + 0{,}08) = 41{,}96 Па$$

где $\xi_{тр} = 0{,}008$, $\xi_m = 0{,}08$, $\xi' = 0{,}09$ [8]

На участке 7 при переходе на вентилятор при $\delta = 40°$, D=0.4 м, R=0.64 м, v=21.6 м/с:

$$\xi = \left(\left(\frac{2D}{R}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{\delta}{90^\circ} = \left(\left(\frac{2 \cdot 0{,}4}{0{,}64}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{40^\circ}{90^\circ} = 0{,}74$$

$$\Delta p_7 = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}74 \cdot 1{,}2 \cdot 21{,}6^2 = 209{,}71 Па$$

На участке 8 диффузора при $v_{вх}$=25.8 м/с, $v_{вых}$=12.9 м/с потери давления равны:

$$\Delta p_8 = 0{,}5\rho(\xi_д v_{вх}^2 + v_{вых}^2) = 0{,}5 \cdot 1{,}2(0{,}003 \cdot 25{,}8^2 + 12{,}9^2) = 103 Па$$

Общие потери давления в системе равны:

$$p_{об} = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 + \Delta p_п + \Delta p_4 + \Delta p_{уд} + \Delta p_{уд} + \Delta p_7 + \Delta p_8 = 684{,}04 + 219{,}13 + 54{,}8 + 3{,}02 +$$

$$+ 70{,}86 + +47{,}14 + 41{,}96 + 209{,}71 + 103 = 1433{,}66 Па$$

Таким образом, на основе [5,6] требуемая мощность для работы вентилятора во всасывающе-нагнетательной системе ПТС рассчитывается:

$$N = \frac{p_{об} \cdot Q}{\eta} = \frac{1433{,}66 \cdot 2.2}{0{,}5 \cdot 1000} = 6{,}3 кВт$$

Мощность, потребляемая вентилятором производственной ПТС хлопкоуборочной машиной МХ-2.4, по результатом расчета получена равной 6.3 кВт.

Усовершенствованная ПТС хлопкоуборочной машины, разработанная по результатам прикладного проекта [8] с улучшенными аэродинамическими характеристиками, должна потреблять меньшую мощность на вентилятор. Воспользуясь выше указанной методикой, выполним аэродинамический расчет ПТС для данной машины. На рис. 4 приведена расчетная схема усовершенствованной ПТС.

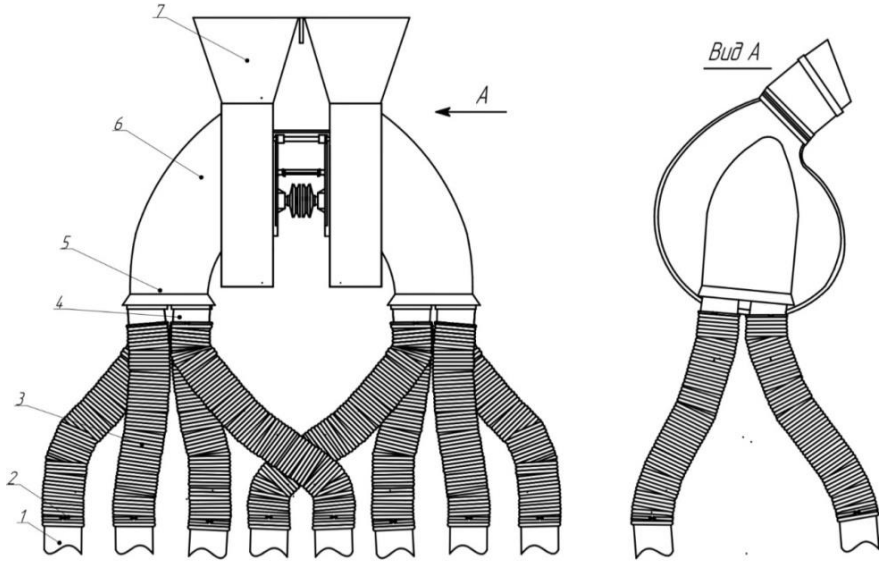


Рис. 4. Расчетная схема усовершенствованной ПТС
многорядной хлопкоуборочной машины:
1 − приемная камера, 2-3 − гибкие трубопроводы, 4 – патрубок,
5,6 − начало и конец воздухосборника, 7 − диффузор

Усовершенствованная конструкция ПТС имеет 7 основных узлов (см. рис.4). Расчеты выполним с учетом этих особенностей системы.

Для первого участка при v=17.31 м/с потери давления равны

$$\Delta p_1 = \beta \frac{\rho v^2}{2} = 2{,}1 \cdot \frac{1{,}2 \cdot 17{,}31^2}{2} = 377{,}54 Па$$

На втором участке расчитывается средняя скорость воздушного потока $v_{ср}$=17.9 м/с вследствие изгиба трубопровода. Сначала определим коэффициенты аэродинамических сопротивлений в каждом трубопроводе. Замеры скорости воздушного потока даны в работе [8].

$\delta = 50°$, D=0.16 м, R=0.155 м. Для этих параметров коэффициент аэродинамического сопротивления в передних трубопроводах будет равен $\xi_1 = \xi_2 = 2{,}4$.

$\delta = 40°$, D=0.16 м, R=0.22 м. Исходя из этих величин, коэффициент аэродинамического сопротивления в задних трубопроводах $\xi_3 = \xi_4 = 0{,}98$.

Определим среднее арифметическое значение коэффициентов на участке 3 для 4-х трубопроводов.

$$\xi_{об} = \frac{\xi_1 + \xi_2 + \xi_3 + \xi_4}{4} = \frac{1{,}4 + 1{,}4 + 0{,}98 + 0{,}98}{4} = 1{,}19$$

Определим потери давления на участке 2

$$\Delta p_2 = 0{,}5 \xi_{об} \rho v_{ср}{}^2 = 0{,}5 \cdot 1{,}19 \cdot 1{,}2 \cdot 17{,}9^2 = 224{,}94 Па$$

Потери давления на участке 3 рассчитываются при диаметре D=0.18 м, среднем значении длины трубопроводов $l_{ср}$=1.2 м, среднем значении скорости воздушного потока $v_{ср}$=17.9 м/с [8].

$$\lambda_{см} = \lambda_{тр} + \lambda_т^u = 0{,}016 + 0{,}007 = 0{,}023$$

где $\lambda_{тр} = 0{,}164 \,\mathrm{Re}^{-0{,}187} = 0{,}016$

$$\lambda_т^u = 0{,}034 \mu = 0{,}007 \text{ [6]}$$

$$\Delta p_3 = \lambda \frac{l}{D} \cdot \frac{\rho v^2}{2} = 0{,}023 \cdot \frac{1{,}2}{0{,}18} \cdot \frac{1{,}2 \cdot 17{,}9^2}{2} = 29{,}48 Па$$

Потери давления на подъеме в наклонном трубопроводопроводе со следующими параметрами $l_{ср}$=2.2м, g=9.81 м/с^2, $v_в$=19.6 м/с, $v_н$=15.4м/с:

$$\Delta p_п = g \rho \mu \frac{v_в}{v_н} l = 9{,}81 \cdot 2{,}2 \cdot 0{,}2 \cdot \frac{19{,}6}{15{,}4} \cdot 1{,}2 = 5{,}5 Па$$

На участке 4 с диаметром D=0.16 м и наклонами трубопроводопроводов относительно вертикали $\delta_1 = 15°, \delta_2 = 20°$ определим коэффициенты аэродинамических сопротивлений.

$\delta = 15°$, D=0.18 м, R=0.3 м. В таком случае коэффициент аэродинамического сопротивления в 1-ом трубопроводе будет равен $\xi_1 = 0{,}26$.

$\delta = 20°$, D=0.18 м, R=0.3 м. Для этих параметров коэффициент аэродинамического сопротивления во 2-м, 3-м и 4-м трубопроводах будет равен $\xi_2 = \xi_3 = \xi_4 = 0{,}34$.

Определим среднее арифметическое значение коэффициента аэродинамического сопротивления гибких 4-х трубопроводов

$$\xi_{об} = \frac{\xi_1 + \xi_2 + \xi_3 + \xi_4}{4} = \frac{0{,}26 + 0{,}34 + 0{,}34 + 0{,}68}{4} = 0{,}4$$

Расчитаем потери давления на участке 4:

$$p_4 = 0{,}5\xi_{об}\rho v_{ср}{}^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}4 \cdot 1{,}2 \cdot 17{,}9^2 = 76{,}9 Па$$

Потери давления при переходе хлопковоздушной смеси в воздухосборник 5 при следующих параметрах: $S_{об.тр.пр.}$=0.09 м^2, $S_{сб}$=0.13 м^2, v=19.82 м/с

$$\xi = \left(\frac{D_{сб}^2}{D_{об.труб}^2} - 1\right)^2 = \left(\frac{S_{сб}}{S_{об.труб}} - 1\right)^2 = \left(\frac{0{,}132}{0{,}075} - 1\right)^2 = 0{,}58$$

$$\Delta p_5 = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}58 \cdot 1{,}2 \cdot 17{,}9^2 = 133{,}69 Па$$

Потери давления при огибании участка 6:

$$\Delta p_{огиб.} = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 1{,}2 \cdot (17{,}9)^2 = 38{,}4 Па$$

Потери давления при переходе от участка 6 в вентилятор, при $\delta = 40°$, D=0.4 м, R=0.64 м, v=21.6 м/с

$$\xi = \left(\left(\frac{2D}{R}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{\delta}{90^\circ} = \left(\left(\frac{2 \cdot 0{,}4}{0{,}64}\right)^2 + 0{,}1\right) \cdot \frac{40^\circ}{90^\circ} = 0{,}74$$

$$p_6 = 0{,}5\xi\rho v^2 = 0{,}5 \cdot 0{,}74 \cdot 1{,}2 \cdot 17{,}9^2 = 142{,}26 Па$$

На участке 7 диффузора при $v_{вх}$=19.6 м/с, $v_{вых}$=12.9 м/с, потери давления равны:

$$\Delta p_7 = 0{,}5\rho(\xi_д v_{вх}^2 + v_{вых}^2) = 0{,}5 \cdot 1{,}2(0{,}003 \cdot 19{,}6^2 + 12{,}9^2) = 101{,}04 Па$$

Общие потери в системе равны:

$$p_{об} = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 + \Delta p_п + \Delta p_4 + \Delta p_5 + \Delta p_{огиб} + \Delta p_6 + \Delta p_7 = 377{,}54 + 224{,}94 + 29{,}48 + 5{,}5 +$$
$$+ 76{,}9 + 133{,}69 + 38{,}4 + 142{,}26 + 101{,}04 = 1129{,}56 Па$$

Таким образом, на основе [5,6] требуемая мощность для работы вентилятора со всасывающе-нагнетательным принципом действия ПТС равна

$$N = \frac{p_{об} \cdot Q}{\eta} = \frac{1129{,}56 \cdot 2{,}2}{0{,}5 \cdot 1000} = 4{,}97 кВт$$

На рис. 5 приведена гистограмма, обобщающая значения расходов мощности, потребляемой центробежным вентилятором ХУМ различных конструкций.

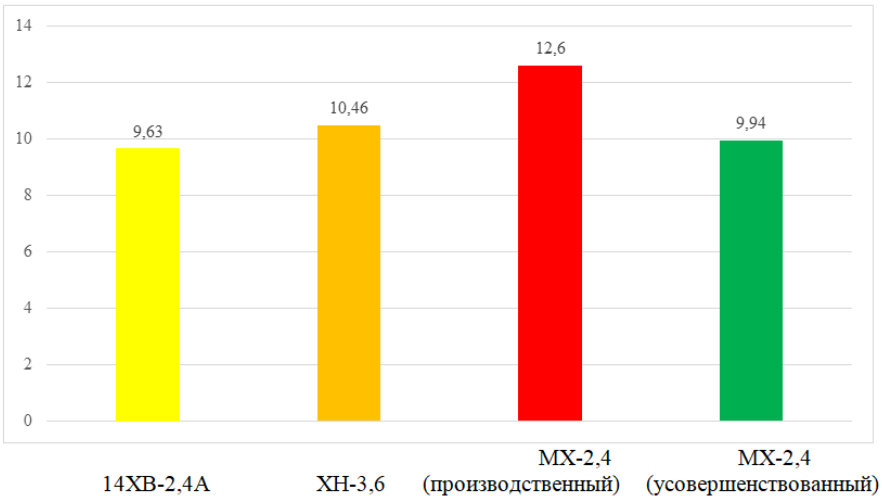


Рис.5. Потребляемые мощности на ПТС в различных 4-х рядных хлопкоуборочных машинах

Из рис.5 видно, что навесная машина 14ХВ-2.4А – самая энергоэффективная 4-х рядная ХУМ. Также все машины такого типов потребляют мощность в диапозоне 9-13 кВт на два вентилятора.

Заключение.

1. Выполненные расчеты показали, что усовершенствованная конструкция ПТС машины МХ-2.4 на 27% энергоэффективнее, чем ее производственный тип, до 6% меньше потребляет энергии, чем машина навесного типа ХН-3.6, в сравнении − машины 14ХВ-2.4А до 3% больше потребляют энергии.

2. Использование гофрированных гибких трубопроводов вместо металлических, а также рациональное расположение вентилятора позволило сэкономить до 3.0 кВт энергии на каждой машине.

3. Задачи энергоэффективности ПТС машины до конца не решены и есть возможность снижения требуемой мощности для работы вентилятора ПТС. В связи с этим ведутся научно-исследовательские работы.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Матчанов Р.Д.* Хлопкоуборочные машины 1929-2010 годы. Ташкент, 2013,−352 с.

[2] *Cotton:World Statistics.* URL:*http://www.ICAC.org;* http://www.statista.com.

[3] *Джеймс К.Енсен.* Шпиндель ная хлопкоуборочная машина модели 9900 Джон-Дир / Сб. докладов советских и американских ученых и специалистов на симпозиуме "Перспективы развития комплексной механизации возделывания и уборки хлопчатника" в г. Ташкенте 10-11 октября 1977 г. Москва. ЦНИИТЭИ, 1978. С. 105-123.

[4] Заключение по результатом испытаний импортных образцов горизонтально-шпиндельных хлопкоуборочных машин фирмы «Кейс» 4-х рядной − модель 2155, 2-х рядной – модель 2022 и 2-х рядной горизонтально-шпиндельной машины ХМГ-01 ГСКБ по машинам для хлопководства в сезоне 1995 г. −34 с.

[5] *Соломахова Т.С., Чебышева К.В.* Центробежные вентиляторы. Аэродинамические характеристики: Справочник. Москва. Машиностроение, 1980. −179 с.

[6] *Артыков Н.А.* Пневмотранспорт легкоповреждаемых материалов. Ташкент. Фан, 1984, −143 с.

[7] *Арзуманянц А.Г., Барер Н.Б., Пилюганова Э.А., Бляхарская М.И.*. Некоторые результаты исследования пневмотранспортных систем хлопкоуборочных машин 14ХВ-2.4 и ХН-3.6. // Механизация хлопководства. 1976, №6, С.3-5.

[8] Отчёт заключительный о НИР по проекту МВ-Атех-2018-92 "Разработка 4-х рядной полуприцепной хлопкоуборочной машины с повышенными техническими показателями для междурядий 60 см". Ташкент. ИМиСС АН РУз, 2020, 137с.

[9] *Йўлдашев А.Т.* Научно-технические решения пневмотранспортной системы хлопкоуборочной машины со сменными уборочными аппаратами: Дисс. на соискание уч. степ. д.т.н. Ташкент. 2022. −177 с.

[10] Акт сравнительных испытаний пневмосистемы 4-х рядной хлопкоуборочной машины МХ-2.4 для междурядий 60 см. Гульбахор. 2018, – 9 с.

[11] URL:http://promzona.uz/catalog/khlopkouborochnaya-tekhnika/khlopkouborochnaya-mashina-mkh-2-4/

[12] Протокол № 16-2020 (МВ-Атех-2018-92+БВ-Атех-2018-13) предварительных испытаний хлопкоуборочной машины МХ-2.4. Гульбахор. 2020, –36 с.

Дата поступления
19.01.2024

Норматов М.Қ. Пахта териш машиналари ҳаво транпорт тизимлари энергия ҳажмдорликларининг қиёсий таҳлили

Аннотоация. *Мақолада 4 қаторли осма ва ярим осма пахта териш машинал ҳаво транспорт тизимларининг энергетик параметрлари таҳлили келтирилган. Ушбу машиналарнинг конструкциясини такомиллаштириш борасидаги илмий тадқиқот ишлари ўрганилди. Вентилятор ишлаши учун талаб қилинадиган қувват қувур ўтказгич тизимларидаги аэродинамиканинг маълум методлари асосида бир қатор олимларнинг тавсияларига биноан ҳисобланди. Бунда вентилятор иши учун талаб қилинадиган қувват ишлаб чиқаришдаги ҳамда такомиллаштирилган типдаги ҳаво транспорт тизимлари конструкцияларининг ўзига ҳосликларини инобатга олган ҳолда аниқланди.*

Калит сўзлар: *пахта териш машинаси; ҳаво транспорти тизими; вентилятор; аеродинамик қаршилик коэффициенти; талаб қилинадиган қувват; босим йўқолиши.*

Normatov M.K. Comparative analysis of energy intensity of air transport systems of cotton picking machines

Abstract. *The article provides an analysis of the energy parameters of air transport systems of mounted and semi-mounted 4-row cotton picking machines. The results of research work to improve the design of air transport systems for these machines were studied. The power required for fan operation is calculated using known methods of aerodynamics of air transport in pipeline systems, recommended by a number of researchers. At the same time, the power required for the operation of fans of production and advanced types of air transport systems was determined by local aerodynamic resistance, taking into account the design features of the pipelines of air transport systems. The calculation results are presented in the form of constructed histograms and their analyses.*

Keywords: *cotton picking machine; air transport system; fan; aerodynamic resistance coefficient; required power; pressure loss.*

УДК 62-133.3

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РАБОЧЕГО ОРГАНА МАШИННОГО АГРЕГАТА С МЕХАНИЗМОМ УСКОРИТЕЛЯ

Ахмеджанов Ю.А.

Ташкентский государственный технический университет имени И.Каримова, Ташкент, Узбекистан
E-mail: yusuf1956@mail.ru

Аннотация. *Путём решения нелинейных дифференциальных уравнений машинного агрегата получены зависимости изменения параметров рабочего органа в установившемся режиме в функции технологической нагрузки от хлопка при различных значениях эксцентриситета натяжного ролика ремённой передачи. Приведены изменения угловых скоростей масс и момента на валу двигателя системы в зависимости от времени, зависимости изменения размаха колебаний вала ускорителя сырцовой камеры и размаха нагруженности двигателя в функции сопротивления от хлопка-сырца, зависимости изменения коэффициентов неравномерностей вращающихся валов машинного агрегата в функции коэффициента вязкого трения упругой передачи.*

Ключевые слова: *рабочий орган; технологическая нагрузка; натяжной ролик; ускоритель валика; эксцентриситет; размах колебаний; сопротивление от хлопка-сырца; коэффициент неравномерности вращения.*

Введение. В рабочей камере пильного джина из-за высокой плотности сырцового валика возникают большие динамические нагрузки. Это приводит к повышению повреждённости семян и увеличению пороков в волокне. По этому направлению были проведены некоторые исследования.

В статье [1] составлены расчётная схема и математическая модель машинного агрегата с механизмом ускорителя сырцовой камеры пильного волокноотделителя, учитывающая инерционные, упруго-диссипативные свойства элементов, а также изменяемость передаточного отношения упругой передачи и технологической нагрузки от хлопка-сырца.

В статьях [2, 3] приведены результаты экспериментального исследования разработанного профиля рабочей камеры пильного джина с набрасывающим барабаном. Изучено влияние производительности пильного джина с набрасывающим барабаном и двухбарабанным питателем на потребляемую мощность электродвигателя, плотность сырцового валика, волокнистость и частоту вращения сырцового валика с использованием экспериментальных исследований.

В статье [4] представлено эффективное ресурсосберегающее конструктивное решение упругой несущей опоры пильного джина. Получены выражения для расчета амплитуды и частоты колебаний цилиндра пилы на упругой опоре как двухмассовой системе машинного блока. Аналитически получены формулы для определения законов движения ротора электродвигателя и вала цилиндра пилы.

Путём решения дифференциальных уравнений с учётом динамической характеристики асинхронного электродвигателя выведена формула передаточного отношения между ведущим и ведомым валами привода ускорителя сырцового валика с эксцентричным натяжным роликом.

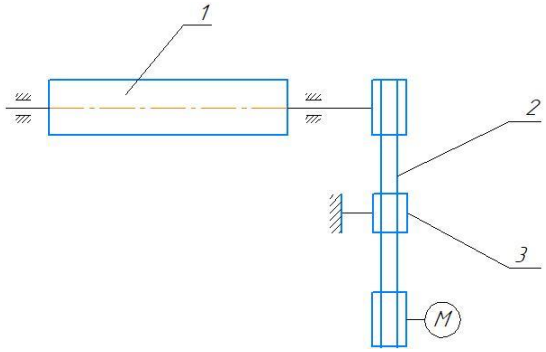


Рис. 1. Кинематическая схема привода ускорителя пильного джина:
1 – ускоритель, 2 – ремённая передача привода ускорителя, 3 – натяжитель ремня

В приводе ускорителя сырцового валика установлен натяжной ролик (рис. 1), который периодически меняет скольжение ремня, в силу чего ускоритель вращается с перемен-

ной частотой, сообщая сырцовому валику импульсивное вращение. В результате этого происходит, во-первых, встряхивание сырцового валика, во-вторых, циклическое изменение разрежения в зоне семенной гребёнки, в-третьих, за счёт импульсивного вращения сырцового валика появляется переменная центробежная сила. Хлопок-сырец периодически набрасывается на зубья пильного диска, интенсивно выделяются оголённые семена.

Циклические изменения разрежения приводят к более полному выпадению оголённых семян из сырцовой камеры [5]. Импульсивная сила в сырцовом валике, возникающая в результате неравномерного вращения ускорителя, способствует лучшему захвату зубьями пил долек хлопка-сырца, более лучшему их удерживанию на зубьях пилы. Это приводит к более полному отрыву волокна от семян.

Постановка задачи. Метод решения задачи основывается на решении полученных нелинейных дифференциальных уравнений машинного агрегата с помощью математической программы Maple [6-10]. Уравнение, описывающее движение двух массовой упругой системы [1, 11, 12]:

$$I_1\omega_1 = \frac{M_1 - e_p(\omega_1 - i_{12}\omega_2)\cdot\left\{1 - \frac{D_2}{D_1}EF\left[\left(e^{\mu\alpha}-1\right)\cdot S_k\cdot\left(a\sin\varphi_1\cdot i_b + \frac{a^2\sin\varphi_1\cdot i_b}{\sqrt{r^2a^2\sin^2\varphi_1\cdot i_b} - r}\right)\right]\right\}}{\left[EF - \left(e^{\mu\alpha}-1\right)\cdot\left(S_0 + \cos\varphi_1\cdot i_b + \sqrt{r^2a^2\sin\varphi_1\cdot i_b} - r\right)\cdot S_k\right] - \beta_{BT}(\omega_1 - i_{12}\omega_2)}; \quad (1)$$

$$I_2\omega_2 = e_p(\omega_1 - i_{12}\omega_2)i_{12} + \beta_{BT}(\omega_1 - i_{12}\omega_2)i_{12} - M_2.$$

Передаточное отношение между ведущим и ведомым валами с эксцентричным натяжным роликом выражается уравнением:

$$i_{12} = \frac{D_2EF}{D_1\left\{EF - \left(e^{\mu\alpha}-1\right)\left[S_0 + \alpha\cos\left(\varphi_1\cdot\frac{D_1}{D_2}\right) + \sqrt{\left(\frac{D_b}{2}\right) - \alpha^2\sin^2\left(\varphi_1\cdot\frac{D_1}{D_b}\right)} - \frac{D_b}{2}\right]\cdot S_k\right\}}, \quad (2)$$

где D_1 – диаметр шкива на валу электродвигателя; D_2 – диаметр ведомого шкива; D_b – диаметр натяжного ролика, E – модуль упругости ремня; F – площадь поперечного сечения ремня; S_0 – начальное натяжение ремня; α – угол обхвата ремня, равный дуге скольжения; e_p – эксцентриситет натяжного ролика; i_b – передаточное отношение вала натяжного ролика; $S_к$ – коэффициент натяжения ремня; β_{BT} – коэффициент вязкого трения; e – основание натуральных логарифмов; μ – коэффициент трения ремня.

Для обработки информации и вычислений необходимо задать начальные условия и исходные параметры системы. Для решения задачи применяем следующие начальные условия системы: $t = 0$; угловые перемещения ротора двигателя φ_1 и вала ускорителя φ_2, $\varphi_1 = i_{12}\varphi_2$; M_1 – момент на валу двигателя, M_2 – момент сил технологического сопротивления волокнистого материала, действующих на ускоритель сырцового валика, $M_1 = 0$; $M_2 = 0$.

Определим исходные параметры системы.

Привод ускорителя сырцового валика осуществляется асинхронным электродвигателем марки А02-42-8 с параметрами [13]: мощность электродвигателя N = 3.0 квт; номинальные обороты n = 720 об/мин; отношение пускового момента к номинальному $M_{пуск}/M_{ном}$ = 1.2; отношение максимального момента к номинальному (перегрузочная способность) $\lambda = M_{мах}/M_{ном}$ = 1.7; частота сети f = 50 Гц; число полюсов P = 4; маховый момент электродвигателя GD^2 = 1.7 Нм. Вычислим необходимые параметры двигателя. Номинальная угловая скорость

$$\omega_H = \frac{\pi n}{30} = 75{,}36\,рад/сек. \quad (3)$$

Угловая скорость холостого хода ротора электродвигателя

$$\omega_0 = \frac{2\pi f_e}{P} = 78{,}5 рад/сек \quad (4)$$

Момент инерции ротора электродвигателя

$$J_1 = \frac{GD^2}{4g} = 0{,}04332 нмс^2. \quad (5)$$

Номинальный момент электродвигателя:

$$M_N = \frac{9550 \cdot N_H}{n_H} = 39{,}79 нм. \quad (6)$$

Критический момент электродвигателя:

$$M_k = \lambda M_H = 1{,}7 \cdot 39{,}79 = 67{,}5\ Нм. \quad (7)$$

Номинальное значение скольжения:

$$S_H = \frac{\omega_0 - \omega_H}{\omega_0} = 0{,}0394. \quad (8)$$

Критическое значение скольжения:

$$S_K = \lambda S_H \left(1 + \sqrt{1 - \frac{1}{\lambda^2}}\right) = 0{,}121. \quad (9)$$

Расчёт машинного агрегата производился при следующих параметрах механизмов: J_1=0,04332 Нмс^2; J_2=1,57 Нмс^2.

Для обеспечения необходимой неравномерности угловых скоростей масс для ротационных токов технологических машин, берём вариант параметров эксцентриситета e_p, коэффициента вязкого трения упругой передачи β_{BT}, момента инерции вала ускорителя J_2, момент сопротивления от технологической нагрузки M_e. J_2=0.5…3 Нмс^2.

Коэффициент жёсткости упругой передачи

$$C = \frac{EF}{e_p}. \quad (10)$$

Для ремней типа А и Б, которые можно использовать для привода ускорителя джина

$$C = 1515...2580\ нм/рад.$$

Коэффициент вязкого трения упругой передачи

$$\beta_{BT} = \frac{M}{\Delta\varphi_1} = 2...8\ нмс/рад. \quad (11)$$

Эти значения коэффициента жёсткости и вязкого трения установлены по известным расчётам [14, 15]. Момент сопротивления от технологической нагрузки (из результата эксперимента) M_c=0...45 Нм.

При программном решении задачи варьировали следующие параметры: амплитуда колебаний передаточного отношения; технологическая нагрузка от хлопка-сырца; моменты инерции масс машинного агрегата; коэффициенты жёсткости и диссипации упругой передачи; эксцентриситет натяжного ролика.

На основе решения задачи получены законы движения вращающихся масс машинного агрегата. Выявлено, что из-за переменности передаточного отношения ремённой передачи процесс пуска системы затягивается до 0,1с. Колебания угловых скоростей и моментов на валах машинного агрегата в основном вызваны переменностью передаточного отношения и неравномерностью технологической нагрузки от хлопка-сырца.

Технологическая нагрузка выбрана в пределах (3.5-2.5) Нм. На рис. 2 приведены изменения угловых скоростей масс и момента на валу двигателя системы. Размах колебаний момента составляет (15... 45) Нм, а неравномерности угловой скорости на сырцовом валике δ_2 = 0.05...0.15. Неравномерность вращения ведомого вала возникает от технологического

сопротивления хлопка. Неравномерность вращения ведомого вала влияет на вращение ведущего вала и вращающего момента двигателя.

На рис. 3 приведены графические зависимости изменения размаха колебаний ΔM_g, $\Delta\omega_2$ в установившемся режиме в функции технологической нагрузки от хлопка при различных значениях эксцентриситета натяжного ролика ремённой передачи. Из рисунка видно, что с увеличением производительности пильного джина, не линейно увеличивается размах колебаний угловой скорости ускоряющего валика сырцовой камеры. При эксцентриситете натяжного ролика e = 3.0 мм и сопротивлении от хлопка M_x = 12 Нм увеличение размаха колебаний скорости ускоряющего валика доходит от 4.5 рад/с до 18 рад/с., а при e = 1.5 мм величина $\Delta\varphi_2$ увеличивается от 3.4 рад/с до 16 рад/с при M_x = 15 Нм. В первом случае средняя вариация изменения скорости ускоряющего валика составляет 6.75 рад\с, во втором – 6.3 рад\с.

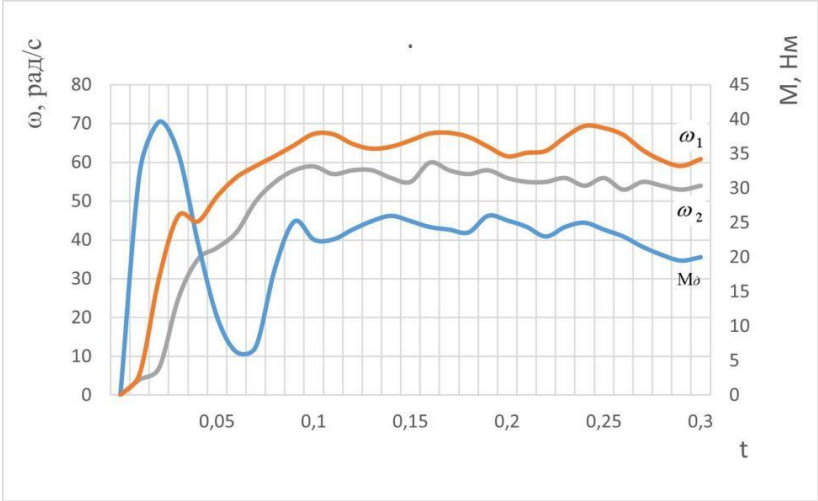


Рис. 2. Изменение угловой скорости вала ускорителя и момента на валу двигателя по времени

Следует отметить, что с увеличением нагрузки от хлопка также возрастает момент на валу двигателя. Нас интересовало, как колеблется нагрузка на валу двигателя при увеличении производительности машины. Так, при эксцентриситете натяжного ролика e=3.0 мм ΔM_g возрастает от 1.8 Нм до 8.5 Нм при M_x = 20.5Нм, а при эксцентриситете e = 1.5 мм ΔM_g возрастает от 1.2 Нм до 4.9 Нм при M_x = 20.5Нм. Это обосновывается тем, что с увеличением эксцентриситета натяжного ролика пропорционально возрастает постоянная составляющая изменения $\Delta\varphi_2$ и ΔM_g, а с увеличением производительности из-за переменности нагрузки от хлопка дополнительно увеличивается размах угловой скорости ускоряющего валика и размах момента на валу двигателя.

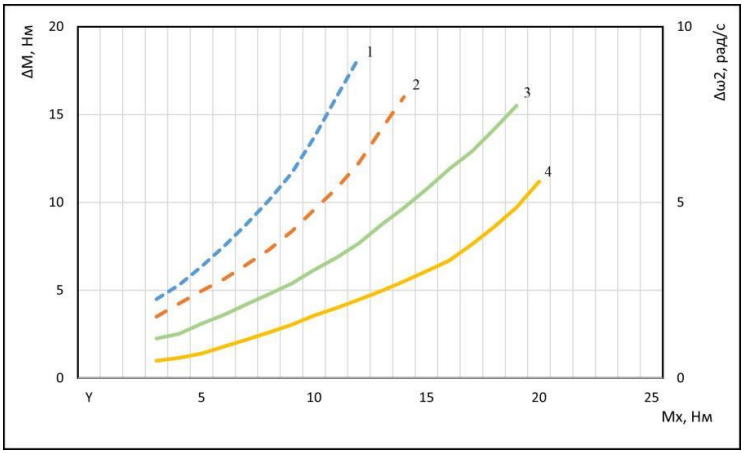


Рис. 3. Зависимости изменения размаха колебаний вала ускорителя сырцовой камеры $\Delta\omega_2$ и размаха нагруженности двигателя ΔM_g в функции сопротивления от хлопка-сырца:
1 – $\Delta\omega_2$ при эксцентриситете e = 3 мм; 2 – $\Delta\omega_2$ при e = 1.5 мм; 3 – ΔM_g при e = 3 мм; 4 – ΔM_g при e = 1.5 мм

Важными являются исследования машинного агрегата с механизмом ускоряющего вала сырцовой камеры пильного джина при вариации параметров упругой передачи: коэффициентов жёсткости и вязкого трения и эксцентриситета натяжного ролика передачи. При этом необходимо считать рекомендуемые параметры упругой передачи, при которых обеспечивается необходимые колебания угловой скорости ускоряющего вала, интенсифицирование выделение оголённых семян и процесс волокноотделения.

На рис. 4 приведены графические зависимости изменения размаха колебаний угловой скорости ускоряющего валика и размаха нагруженности на валу двигателя ΔM_g в функции коэффициента жёсткости упругой передачи C. С увеличением коэффициента жёсткости уменьшается размах колебаний угловой скорости $\Delta\omega_2$ и размах нагруженности на валу двигателя ΔM_g. Так, при e = 3.0 мм $\Delta\omega_2$ уменьшается от 23.5 рад/с при C = 250 Нм/рад, до 8.5 рад/с при C = 2250 Нм/рад. Уменьшение размаха колебаний угловой скорости ускоряющего валика с увеличением жёсткости ремённой передачи объясняется тем, что система становится более жёсткой, близкой к единому. Таким же образом можно объяснить уменьшение размаха момента на валу двигателя с увеличением жёсткости ремённой передачи С (см. рис.2.5, кривые 3, 4). Кроме того, следует отметить, что уменьшение $\Delta\omega_2$ и ΔM_g является разным при различных эксцентриситетах e = 3.0 мм и е = 1.5 мм (см. рис. 4, кривые 1,2,3,4).

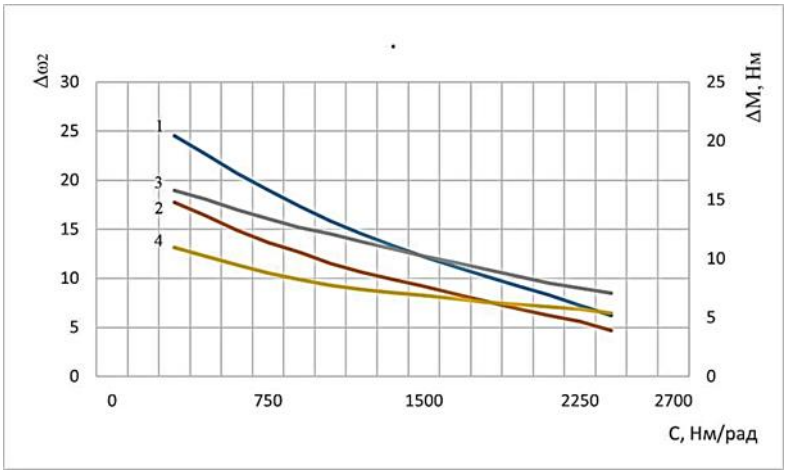


Рис 4. Графические зависимости изменения размаха колебаний угловой скорости ускоряющего валика $\Delta\omega_2$ и размаха нагруженности на валу двигателя ΔM в функции коэффициента жёсткости упругой передачи C:
1 – $\Delta\omega_2$, 2 – ΔMg при эксцентриситете натяжного ролика e = 3мм; 3 – $\Delta\omega_2$ и 4 – ΔMg при e = 1.5 мм.

С учётом требований технологии выделения семян и джинирования рекомендуемыми значениями коэффициента жёсткости упругой передачи является 1000...2000 Нм/рад при эксцентриситете e = 1.5 мм и 1700...2000 Нм/рад при e = 3.0 мм. При этих значениях обеспечивается размах угловой скорости $\Delta\omega_2$ = 10...12 рад/с.

Влияние коэффициента вязкого трения упругой передачи на характер движения машинного агрегата оценивается высоко с точки зрения динамики исследуемого машинного агрегата джина. На рис.5 приведены полученные кривые зависимости изменения коэффициентов неравномерности угловых скоростей δ_1 и δ_2 вала ускорителя сырцовой камеры и ротора электродвигателя в функции коэффициента коэффициент внутреннего вязкого трения упругой кинематической связи β_{BT} (ремённой передачи с переменным передаточным отношением) [15].

Увеличение коэффициента вязкого трения β_{BT} приводит к уменьшению коэффициентов неравномерности угловых скоростей δ_1 и δ_2. Так, при e = 3.0 мм δ_1 уменьшается от 0.22 до 0.09, а при e = 1.5мм от 0.15 до 0.03 при увеличении β_{BT} от 1.2 Нмс/рад до 17.5 Нмс/рад (см.рис.5, кривые 1, 3). Уменьшение коэффициента неравномерности ротора электродвигателя является значительным при e =3.0 мм, от 0.2 до 0.04, а при e =1.5мм является

незначительным (от 0.1 до 0.025). Приемлемыми значениями коэффициента вязкого трения являются 3.0 и 5 Нмс/рад, при e = 1.5мм и 10...12 Нмс/рад при e = 3.0 мм. При этих значениях коэффициента вязкого трения β_{BT} обеспечиваются необходимые значения δ_1 (0.13...0.15) и δ_2 (0.03...0.08).

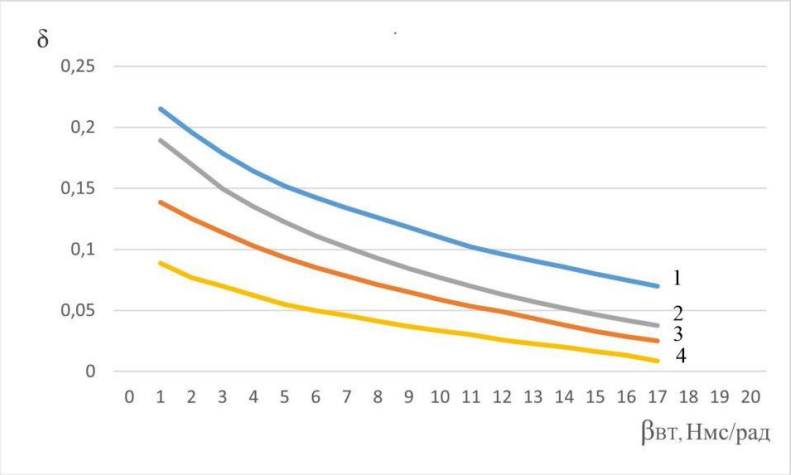


Рис 5. Графические зависимости изменения коэффициентов неравномерностей вращающихся валов машинного агрегата δ в функции коэффициента вязкого трения упругой передачи β_{BT}:
1 – δ_1, 2 – δ_2 при эксцентриситете e = 3 мм; 3 – δ_1, 4 – δ_2 при e = 1.5 мм

Выводы.

1. Решением системы нелинейных и дифференциальных уравнений движения машинного агрегата получены законы движения вала ускорителя и ротора электродвигателя. Установлено, что с увеличением нагрузки от хлопка возрастает размах колебаний угловой скорости ускоряющего валика, а также размах колебаний момента на валу двигателя.
2. С учётом требований технологии выделения семян и джинирования рекомендуемыми значениями коэффициента жёсткости упругой передачи является 1000...2000 Нм/рад при эксцентриситете натяжного ролика e = 1.5мм и 1700…2000 Нм/рад при e = 3.0 мм. При этих значениях обеспечивается угловая скорость ведомого вала ω_2 = 10...12 рад/с.
3. Увеличение коэффициента вязкого трения упругой передачи приводит к уменьшению коэффициентов неравномерностей вращения валов δ_1 и δ_2. Применяемые значения β_{BT}=3.0...5.0 Нм с/рад при e = 1.5мм, β_{BT} = 10…12 Нм с/рад при e =3.0 мм.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Ахмеджанов Ю.А.* Уравнение движения ускорителя сырцового валика зоны пилъного джинирования // Проблемы механики. 2023, № 4. С. 81-85.
[2] *Мухаммадиев Д.М.*и др. Влияние производителъности на технико-технологические параметры пильного джина с набрасываюшим барабаном // Известия высших учебных заведений. Технология текстильной промышленности. 2020, № 2 (386), С. 88-92
[3] *Мухаммадиев Д.М.* и др. Моделирование движения машинного пилъного агрегата // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2020, № 3, С. 94-101.
[4] *Khudoykulov Sh., Djuraev A., Yunusov S.* Efficiency of use of bearing supports with rubber sleeve of shaft saw cylinders / 76 th Plenary meeting of the 1CAC: Tashkent, Uzbekistan-2017. P. 238-242.
[5] *Ахмеджанов Ю.А.* и др. Пильный джин. Авторское свидетельство № 1243412. ДСП.
[6] Динамическая модель. URL: http://www-студме. орг/142610/техника/динамическая модель
[7] Решение уравнений (Сольвинг Экуатионс). URL: http://www//old.exponenta.ru/soft/Maple/tour/4/4.asp
[8] *Куликовский А.Г., Погорелов Н.В., Семенов А.Ю.* Математические вопроси численного решения гиперболических систем уравнений. Москва. 2001. – 608 с.
[9] Решение систем дифференциалъних уравнений. URL:https://ru.wikibooks.org
[10] Основы линейного программирования с исполъзованием Мапле. URL: https://nauchniestati.ru/spravka/
[11] *Джураев А.* Динамика рабочих механизмов хлопкоперерабатываюших машин. Ташкент. Фан, 1984, -168 с.
[12] *Джураев А., Юнусов С.* Динамика машинних агрегатов с механизмами рабочих органов пилъного джина. Ташкент. Фан, 2011, –181 с.
[13] Электродвигатели асинхронные. URL: https://electrodvigatel.org/elektrodvigateli/
[14] Кожевников С.И. Динамика машин с упругими звенъями. Киев. Изд-во АН УССР, 1961. -160 с.
[15] Клепиков В.Б. Динамика электромеханических систем с нелинейним трением. Харьков. Изд-во «Пидручник НТУ “ХПІ”», 2014. – 408 с.

[16] *Степанов А.Г.* Динамика машин. Екатеринбург. УрО РАН, 1999, –302 с.
[17] *Ахмеджанов Ю.А.* Уравнение движения ускорителя сырцового валика зоны пильного джинирования / Деформасияланувчан қаттиқ жисмлар механикаси мавзусидаги республика илмий-амалий анжуман маърузалар тўплами ИИ-Жилд. 22.05.2017 (3). Б. 193-198.
[18] Румшинский Л.З. Математическая обработка результатов эксперимента. Москва. Наука, 2009 г.

Дата поступления
15.01.2024

Ахмеджанов Ю.А. Тезлаштирувчи механизми бўлган машина агрегати иш органининг параметрларини аниқлаш.

Аннотация. *Машина агрегатининг чизиқли бўлмаган дифференциал тенгламаларини ечиш орқали пахтадан технологик юкланишга боғлиқ бўлган барқарор ҳолатдаги ишчи орган параметрларининг ўзгаришига боғлиқликлари тасмали узатманинг тарангловчи ғалтакнинг эксцентриклигининг турли қийматлари учун олинган. Тизимнинг двигател валидаги массалар ва моментнинг бурчак тезлигининг вақтга боғлиқ ўзгариши, хомашё камеранинг тезлатгич валининг тебранишлари амплитудасининг ўзгаришига ва двигател юкланишининг амплитудасига боғлиқлиги. Пахта хомашёсига қаршилик функцияси, эластик узатманинг ёпишқоқ ишқаланиш коэффициентига боғлиқлиги, машина агрегатининг айланадиган валлари нотекислик коэффициентларининг ўзгаришига боғлиқлиги келтирилган.*

Калит сўзлар: *ишчи орган, технологик юкланиш, тарангловчи ролик, валик тезлаткичи, эксцентриклик, тебраниш диапазони, пахта хомашёсидан қаршилик, айланма нотекислик коэффициенти.*

Akhmedjanov Yu.A. Determination of parameters of the working organ of a machine unit with an accelerator mechanism.

Abstract. *By solving nonlinear differential equations of the machine unit, the dependences of the change in the parameters of the working body in steady state as a function of the process load from cotton were obtained for various values of the eccentricity of the tension roller of the belt drive. The changes in the angular velocities of the masses and torque on the engine shaft of the system as a function of time, the dependence of the change in the amplitude of oscillations of the accelerator shaft of the raw chamber and the amplitude of the engine load as a function of the resistance from raw cotton, the dependence of the change in the coefficients of unevenness of the rotating shafts of the machine unit as a function of the coefficient of viscous friction of the elastic transmission are presented.*

Keywords: *working body, process load, tension roller, roller accelerator, eccentricity, differential equations, not linear equations*

УДК 621.91.01

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ ЖАРОПРОЧНОЙ ВЫСОКОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ 15Х12ВМФ

[1]Махмудов Л.Н., [1]Мардонов Б.Т., [2]Шеров К.Т., [3]Тусупова С.О.

[1]Навоийский государственный горно-технологический университет, Навои, Узбекистан
[2]Казахский агротехнический исследовательский университет имени С. Сейфуллина, Астана, Казахстан
[3]Торайгыров университет, Павлодар, Казахстан
E-mail: Lmn_76@mail.ru

Аннотацияю *В данной статье приводятся результаты экспериментального исследования процесса высокоскоростного фрезерования жаропрочной высоколегированной стали 15Х12ВМФ в условиях производственной базы ООО «Gidro Stanko Servis». При проведении экспериментального исследования процесса высокоскоростного фрезерования стали 15Х12ВМФ были использованы инструменты: торцовая фреза Walter M4258 со сменными пластинами ACMT (Ø225 мм) и концевая фреза твердосплавная MC089 (Ø16 мм). По полученным результатам построены графики зависимости шероховатости обработанной поверхности от режимов резания при высокоскоростном фрезеровании торцовой и концевой фрезами. Результаты показали, что при обработке обоими инструментами влияние режимов резания на шероховатость обработанной поверхности носит неоднозначный характер. Увеличение частоты вращения шпинделя положительно сказывается на шероховатости обработанной поверхности, а увеличение подачи и глубины резания, наоборот, оказывают отрицательное влияние. Выбраны оптимальные значения режимов резания при высокоскоростном фрезеровании: при обработке торцовой фрезой – $n_{шп}$=7000 об/мин, t=2 мм, S=1500 мм/мин; при обработке концевой фрезой – $n_{шп}$=6000 об/мин, t=2 мм, S=1500 мм/мин. Установлено, что при высокоскоростном фрезеровании на частотах вращения шпинделя, превышающей $n_{шп}$ ≥6000-7000 об/мин наблюдается износ режущей части инструментов.*

Ключевые слова: *жаропрочная высоколегированная сталь; высокоскоростное фрезерование; торцовая фреза; концевая фреза; шероховатость; износ; температура.*

Введение и актуальность исследования. Обработка труднообрабатываемых материалов резанием является для многих отечественных машиностроительных производств проблемой, которая сопровождается материальными затратами и низкой производительностью. Проблема может заключатся также в большом расходе режущего инструмента, так

как эти материалы имеют высокие показатели твердости, прочности, вязкости, коррозионной стойкости, жаропрочности при низкой теплопроводности, которые затрудняют обработку резанием [1]. Одним из таких материалов, широко применяемым в условиях отечественного производства, в частности в ООО «Gidro Stanko Servis», является жаропрочная высоколегированная сталь 15Х12ВМФ. Сталь 15Х12ВМФ относится к мартенсито-ферритному классу и имеет твердость по Бринеллю НВ 229-269. Из него изготавливаются детали электродных котлов, лопатки паровых турбин, корпус газораспределителя, бандаж вращающейся печи для цемента, крепежные детали турбин и т.д.

Исследование вопроса механической обработки труднообрабатываемых материалов, в частности жаропрочной высоколегированной стали 15Х12ВМФ в условиях отечественных машиностроительных производств показали, что наиболее существенной проблемой является низкая производительность и высокая интенсивность изнашивания режущего инструмента. Также известно [2], что жаропрочные высоколегированные стали обладают очень существенным недостатком – плохой обрабатываемостью резанием, которая объясняется следующими особенностями характеристики материала: низкая теплопроводность, сохранение твердости и прочности при высоких температурах, низкая виброустойчивость при обработке ввиду нестабильности процесса пластической деформации.

Для решения данной проблемы предлагается обработка труднообрабатываемых материалов способом высокоскоростного фрезерования. До недавнего времени в отечественных машиностроительных производствах применение высокоскоростной механической обработки было невозможным из-за отсутствия высокооборотных металлорежущих станков нового поколения типа обрабатывающих центров, станков полуавтоматов с числовым программным управлением (ЧПУ). В настоящее время большинство отечественных машиностроительных производств оснащены станками зарубежных производителей, такими как компания Victor Taichung (Тайвань), KAPP Nils (Германия), DOOSAN (Корея), MODUL (Германия) и др.

Рис. 1 Вертикальный обрабатывающий центр (V-Center P106) с ЧПУ

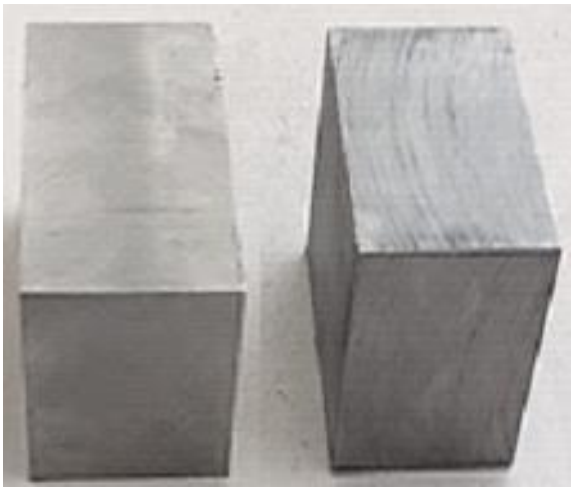


Рис. 2. Образцы для высокоскоростного фрезерования из стали 15Х12ВМФ

Появление станков с широкими технологическими возможностями позволяет применять более производительные способы обработки, каким является высокоскоростное фрезерование. В настоящее время механическая обработка деталей из труднообрабатываемых материалов способом высокоскоростного фрезерования является одним из развивающихся направлений и недостаточно изученной по сравнению с другими методами. Существует проблема выбора режимов резания в зависимости от обрабатываемого материала и материала режущего инструмента. Отсутствует справочные данные по выбору режимов резания для обработки на высоких оборотах (например, 5000-12000 об/мин). Так как ранее использованные универсальные станки не имели возможности обеспечить более 2000

об/мин [3,4,5], то соответственно в справочниках даны рекомендации согласно этим значениям.

В связи с этим научные исследования, направленные на решение данной проблемы, являются актуальными для отечественной машиностроительной отрасли.

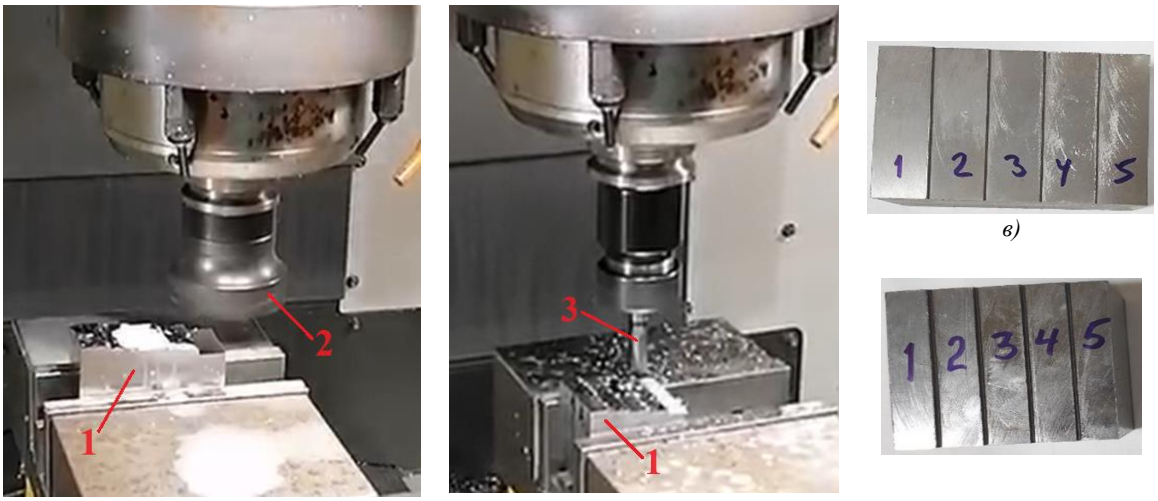
Материалы и методы исследования. Экспериментальные исследования высокоскоростного фрезерования выполнялись на вертикальном обрабатывающим центре (V-Center P106) с ЧПУ в условиях ООО «Gidro Stanko Servis». На рис. 1 показан вертикальный обрабатывающий центр (V-Center P106) с ЧПУ.

Для обработки были подготовлены образцы из жаропрочной высоколегированной стали 15Х12ВМФ. На рис. 2 показаны фотографии образцов для высокоскоростного фрезерования из стали 15Х12ВМФ.Для экспериментального исследования процесса высокоскоростного фрезерования стали 15Х12ВМФ были использованы инструменты: торцовая фреза Walter M4258 со сменными пластинами ACMT (Ø225 мм) и концевая фреза твердосплавная MC089 (Ø16 мм).

На рис. 3 показаны инструменты, использованные при высокоскоростном фрезеровании стали 15Х12ВМФ.

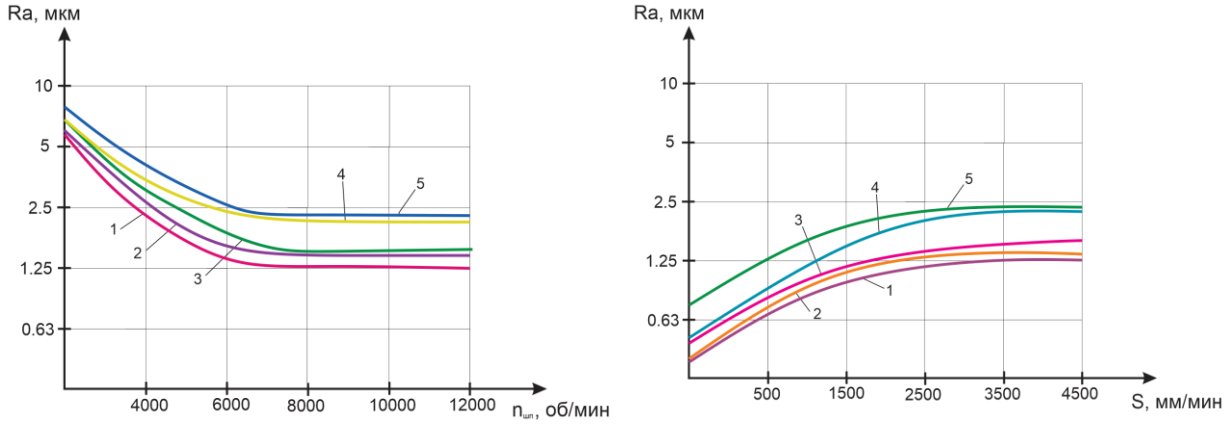
а) *б)* *в)* *г)*

Рис. 3. Инструменты, использованные при высокоскоростном фрезеровании стали 15Х12ВМФ: *а,б* – торцовая фреза Walter M4258 со сменными пластинами ACMT; *в,г* – концевая фреза твердосплавная MC089



а) *б)* *в)* *г)*

Рис. 4. Процесс обработки стали 15Х12ВМФ способом высокоскоростного фрезерования: *а* – процесс обработки торцовой фрезой Walter M4258 со сменными пластинами ACMT; *б* – процесс обработки твердосплавной концевой фрезой MC089; *в* – фотография обработанного образца торцовой фрезой; *г* – фотография обработанного образца концевой фрезой; 1 – обрабатываемый образец; 2 – торцовая фреза Walter M4258 со сменными пластинами ACMT; 3 – твердосплавная концевая фреза MC089

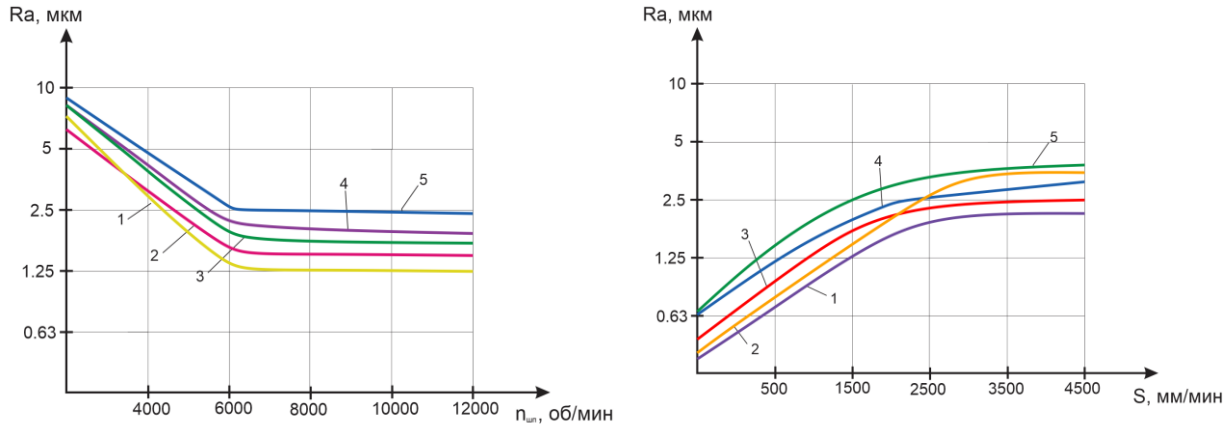


а) *б)*

Рис. 5. Графики зависимости шероховатости обработанной поверхности от режимов резания при высокоскоростном фрезеровании торцовой фрезой Walter M4258 со сменными пластинами ACMT:
а – график зависимости шероховатости обработанной поверхности от частоты вращения шпинделя; $t = 2$ *мм;* 1 – S_1 = *500 мм/мин;* 2 – S_2 = *1500 мм/мин;* 3– S_3 = *2500 мм/мин;* 4 – S_4 = *3500 мм/мин;* 5 – S_5 = *4500 мм/мин;*
б – график зависимости шероховатости обработанной поверхности от подачи; $n_{шп}$ = *7000 об/мин;* 1 – t_1 = *1 мм;* 2 – t_2 = *2 мм;* 3– t_3 = *3 мм;* 4 – t_4 = *4 мм;* 5 – t_5 = *5 мм;* S = *1500 мм/мин*

На рис. 4 показан процесс обработки стали 15Х12ВМФ способом высокоскоростного фрезерования. На рис. 5 показаны графики зависимости шероховатости обработанной поверхности от режимов резания при высокоскоростном фрезеровании торцовой фрезой Walter M4258 со сменными пластинами ACMT.

На рис. 6 показаны графики зависимости шероховатости обработанной поверхности от режимов резания при высокоскоростном фрезеровании твердосплавной концевой фрезой MC089.



а) *б)*

Рис. 6. Графики зависимости шероховатости обработанной поверхности от режимов резания при высокоскоростном фрезеровании твердосплавной концевой фрезой MC089:
а – график зависимости шероховатости обработанной поверхности от частоты вращения шпинделя; $t = 2$; 1 – S_1 = *500 мм/мин;* 2 – S_2 = *1500 мм/мин;* 3– S_3 = *2500 мм/мин;* 4 – S_4 = *3500 мм/мин;* 5 – S_5 = *4500 мм/мин;*
б – график зависимости шероховатости обработанной поверхности от подачи; $n_{шп}$ = *6000 об/мин;* 1 – t_1 = *1 мм;* 2 – t_2 = *2 мм;* 3– t_3 = *3 мм;* 4 – t_4 = *4 мм;* 5 – t_5 = *5 мм;* S = *1500 мм/мин*

Обсуждение результатов. При проведении экспериментальных исследований процесса высокоскоростного фрезерования стали 15Х12ВМФ обработка производилась двумя инструментами: торцовой фрезой Walter M4258 со сменными пластинами ACMT (Ø225 мм) и твердосплавной концевой фрезой MC089 (Ø16 мм). При обработке обоими инструментами влияние режимов резания на шероховатость обработанной поверхности носит неоднозначный характер. Увеличение частоты вращения шпинделя $n_{шп}$ при различных значениях подачи S положительно сказывается на шероховатости обработанной поверхности

(см. рис.5,а, рис.6,а). А увеличение подачи S, наоборот, оказывает отрицательное влияние на шероховатость обработанной поверхности (см. рис.5,б, рис.6,б). Увеличение глубины резания *t* также отрицательно влияет на шероховатость обработанной поверхности (см. рис.5,б, рис.6,б). С учетом необходимости обеспечения производительности обработки, а также требований производства ООО «Gidro Stanko Servis», предъявляемых к обеспечению шероховатости деталям, изготавливаемых из жаропрочной высоколегированной стали 15Х12ВМФ, были выбраны следующие оптимальные значения режимов резания при высокоскоростном фрезеровании: для обработки торцовой фрезой – $n_{шп}$ = 7000 *об/мин, t = 2 мм,* S_2 *= 1500 мм/мин;* для обработки концевой фрезой – $n_{шп}$ = 6000 *об/мин, t = 2 мм,* S_2 *= 1500 мм/мин.*

Из графиков (см. рис.5,а, рис.6,а) видно, что шероховатость обработанной поверхности при частоте вращения шпинделя в диапазоне $n_{шп}$ =8000-12000 об/мин остаётся неизменной. Это объясняется тем, что на этих значениях частоты вращения шпинделя из-за преждевременного износа инструментов не проводились экспериментальные исследования. При обработке торцовой фрезой на частоте вращения шпинделя $n_{шп} \geq$ 7000 *об/мин* наблюдался износ режущих твердосплавных пластин (см. рис.5,а). При обработке же концевой фрезой износ режущих лезвий наблюдался уже при частоте вращения шпинделя $n_{шп} \geq$ 6000 *об/мин* (см. рис.6,а).

Износ инструментов можно объяснить резким повышением температуры в зоне резания. Известно [6,7,8,9], что высокая температура в зоне обработки не позволяет интенсифицировать режим обработки и является причиной выхода из строя режущего инструмента, его истиранием, образованием сколов и выкрашиванием, что значительно снижает стойкость режущего инструмента. А также одной из причин быстрого изнашивания и выкрашивания инструмента из твердого сплава при прерывистом резании заготовок из жаропрочных высоколегированных материалов является налипание частиц материала заготовки на режущие лезвия инструмента при выходе его из металла.

Кроме этого, высокая температура в зоне резания труднообрабатываемых материалов может быть связана с рядом факторов, основными из которых являются высокий коэффициент трения пары «инструментальный – обрабатываемый материал», их низкая теплопроводность, высокая удельная сила резания, трудности подвода смазочно-охлаждающих технологических средств непосредственно в зону обработки, «отрицательный» коэффициент укорочения стружки. Такое состояние вопроса требует проведения дополнительных исследований по определению влияния вышеуказанных факторов при высокоскоростном фрезеровании.

Выводы.

1. В результате экспериментальных исследований процесса высокоскоростного фрезерования жаропрочной высоколегированной стали 15Х12ВМФ было установлено, что увеличение частоты вращения шпинделя $n_{шп}$ при различных значениях подачи *S* положительно сказывается на шероховатости обработанной поверхности, а увеличение подачи *S* и глубины резания *t*, наоборот, оказывает отрицательное влияние на шероховатость обработанной поверхности.

2. Определены оптимальные значения режимов резания при высокоскоростном фрезеровании: торцовой фрезой – $n_{шп}$ = 7000 *об/мин, t = 2 мм,* S_2 *= 1500 мм/мин;* концевой фрезой – $n_{шп}$ = 6000 *об/мин, t = 2 мм,* S_2 *= 1500 мм/мин.*

3. Установлено, что при высокоскоростном фрезеровании на частотах вращения шпинделя, превышающих $n_{шп} \geq$6000-7000 об/мин наблюдается износ режущей части инструментов.

4. Для уточнения факторов, оказывающих превалирующие влияние на износ инструмента при высокоскоростном фрезеровании на частотах вращения шпинделя в диапазоне $n_{шп}$=8000-12000 об/мин необходимо проведение дополнительных исследований.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Маслов А.Р., Схиртладзе А.Г.* Обработка труднообрабатываемых материалов резанием: учебное пособие. Москва. Инновационное машиностроение. 2017. – 208 с.

[2] *Романенко А.М., Шатько Д.Б., Непогожев А.А., Караваев Я.С.* Обработка шлифованием высоколегированных коррозионностойких сталей на примере 12Х18Н10Т // Вестник Концерна ВКО «Алмаз – Антей». 2021, №3, С.98-106.

[3] *Вереина Л.И., Краснов М.М.* Справочник станочника: учеб. пособие для нач.проф. образования / 4-е изд., перераб. Москва. Изд. Центр «Академия», 2016. – 560 с.

[4] *Черпаков Б.И., Вереина Л.И.* Технологическое оборудование машиностроительного производства: учебник для студ. учреждений сред. проф. образования / 2-е изд., стер. Москва. Изд. Центр «Академия», 2016, – 416 с.

[5] *Тусупова С.О., Махмудов Л.Н.* Состояние проблемы обработки труднообрабатываемых материалов / Наука и техника Казахстана: Сборник статей. Павлодар. Изд-во «КЕРЕКУ» ПГУ им. С. Торайгырова, 2023. №3. С.71-82 .

[6] *Бреев С.В., Серебренникова А.Г.* Высокоскоростное фрезерование труднообрабатываемых материалов: 2. Особенности обрабатываемости при фрезеровании / Ученые записки КнАГТУ. Науки о природе и технике: Сборник статей. Комсомальск-на-Амуре, 2013. № IV-1(16). –С. 59-65.

[7] *Гуревич Я.Л., Горохов М.В., Захаров В.И.* Режимы резания труднообрабатываемых материалов: Справочник. 2-ое изд., перераб. и доп. Москва. Машиностроение, 1986, – 240с.

[8] *Tchigirinsky J.L., Trung P.H., Lipatov A.A.* Features of Processing of Corrosion Resistant Steels / Materials Science Forum. 2016, Vol. 870. P. 598–602.

[9] *Бреев С.В., Серебренникова А.Г., Козлова М.А.* Температурно-мощностной критерий как способ определения зоны высокоскоростной обработки труднообрабатываемых материалов/Тезисы докладов 4-й международной практической конфереции «Современные материалы, техника и технология»: Курск, 25-26 дек. 2014 г. 2014. С. 96-102.

Дата поступления
25.03.2024

Махмудов Л.Н., Мардонов Б.Т., Шеров К.Т., Тусупова С.О. Юқори легирланган иссиқбардош 15Х12ВМФ пўлартини юқори тезликда фрезалаш жараёнини тадқиқоти.

Аннотация. *Ушбу мақолада Гидро Станко Сервис МЧЖ ишлаб чиқариш базаси шароитида 15Х12ВМФ иссиқбардош пўлатни юқори тезликда фрезалаш жараёнини экспериментал ўрганиш натижалари келтирилган. 15Х12ВМФ пўлатни юқори тезликда фрезалаш жараёнини экспериментал ўрганишда қуйидаги асбоблар қўлланилди: ACMT типдаги пластинкалари механик махкаланадиган ён тишли фреза Валтер М4258 (Ø225 мм) ва МС089 (Ø16 мм) қаттиқ қотишмали бармоқсимон фреза. Олинган натижалар асосида ён тишли ва бармоқсимон фрезалар билан юқори тезликда фрезалашда ишлов берилган юзанинг ғадир-будирлигини кесиш режимларига боғлиқлик графиклари тузилди. Натижалар шуни кўрсатдики, иккала асбоб билан ишлов беришда, ишлов бериладиган юзанинг ғадир-будирлигини кесиш режимларининг таъсири ноаниқдир. Шпиндел тезлигининг ошиши ишлов бериладиган юзанинг ғадир-будирлигига ижобий таъсир кўрсатади, суриш ҳаракати ва кесиш чуқурлигининг ошиши, аксинча, салбий таъсир кўрсатади. Юқори тезликда фрезалаш учун кесиш режимларининг оптимал қийматлари танланган: ён тишли фреза билан ишлов беришда – n_{shp} = 7000 ай/мин, t = 2 мм, S = 1500 мм/мин; бармоқсимон фреза билан ишлов беришда – n_{shp} = 6000 ай/мин, t = 2 мм, S=1500 мм/мин. Шпинделнинг n_{shp} ≥6000-7000 ай/мин дан ортиқ айланиш тезлигида юқори тезликда фрезалашда асбобларнинг кесиш қисмининг ейилиши кузатилади.*

Калит сўзлар: *юқорилегирланган иссиқбардош пўлат; юқори тезликда фрезалаш; ён тишли фреза; бармоқсимон фреза; ғадир-будирлик, ейилиш; ҳарорат.*

Makhmudov L.N., Mardonov B.T., Sherov K.T., Tusupova S.O. Research of the process of high-speed milling of heat-resistant high-alloyed steel 15X12BMF

Abstract. *This article presents the results of an experimental study of the process of high-speed milling of heat-resistant high-alloy steel 15X12BMF in the conditions of the production base of Hydro Stanko Servis LLC. When conducting an experimental study of the process of high-speed milling of 15X12BMF steel, the following tools were used: a Walter M4258 end mill with replaceable ACMT inserts (Ø225 mm) and a carbide end mill MC089 (Ø16 mm). Based on the results obtained, graphs were constructed of the dependence of the roughness of the machined surface on the cutting modes during high-speed milling with a face mill and an end mill.*

The results showed that when machining with both tools, the influence of cutting conditions on the roughness of the machined surface is ambiguous. An increase in spindle speed has a positive effect on the roughness of the machined surface, while an increase in feed and depth of cut, on the contrary, has a negative effect. The optimal values of cutting modes for high-speed milling have been selected: for processing with an end mill – n_{shp}=7000 rpm, t=2 mm, S=1500 mm/min; for machining with an end mill – n_{shp}=6000 rpm, t=2 mm, S=1500 mm/min.

It has been established that during high-speed milling at spindle rotation speeds exceeding n_{shp} ≥6000-7000 rpm, wear of the cutting part of the tools is observed.

Keywords: *heat-resistant high-alloy steel; high-speed milling; face mill; end mill; roughness; wear; temperature.*

УДК. 624.131 (175)

ДЕФОРМИРУЕМОСТЬ БАРХАННЫХ ПЕСКОВ ОКРЕСТНОСТЕЙ ГОРОДА НУКУСА ПРИ ТРЕХОСНОМ СЖАТИИ

Аимбетов И.К., Каипов С.Т., Сапарниязов Б.

Каракалпакский НИИ естественных наук Каракалпакского отделения АН РУз, Нукус, Узбекистан

E-mail: izzet_chf@mail.ru, saparniyazkaypov09@gmail.com, Baxitsaparniyazov@gmail.com

Аннотация. *В статье приводятся результаты испытаний барханных песков при трехосном сжатии. Для оценки влияния начальной плотности барханные пески были испытаны при значениях начального коэффициента пористости 0.53; 0.65; 0.80; 1.0. Испытания были проведены в воздушно-сухом и водонасыщенном состоянии при кинематической схеме нагружения образцов. Установлены экспериментальные зависимости значения модуля деформации от начальной плотности при воздушно-сухом и водонасыщенном состоянии образцов. Установлены экспериментальные закономерности объемных деформаций от гидростатического давления. Результаты исследований можно использовать при проектировании песчаных подушек фундаментов в условиях города Нукуса.*

Ключевые слова: *барханные пески; песчаные подушки; трехосное сжатие.*

Введение. В настоящее время в г.Нукусе планируется строительство ряда многоэтажных современных зданий. Фундаменты построенных и проектируемых зданий г.Нукуса в основном имеют ленточную конструкцию неглубокого заложения. В качестве оснований используются в основном аллювиальные четвертичные отложения.

Грунты территории г.Нукуса представлены мелкозернистыми и среднезернистыми (преобладают мелкозернистые) песками светло-серого цвета с прослойками мелкозема общей мощностью до 0.4 м, легкими пылеватыми супесями, суглинками светло-серого и желтовато-серого цвета, прослойками песков, а также глинами зеленовато-серого, темно- серого и охристого цветов мощностью до 0.3 м [1].

Согласно действующим нормам, уровень сейсмичности строительной площадки определяется по карте сейсмического районирования Республики Узбекистан. Затем в зависимости от категории грунта корректируется сейсмичность строительной площадки [4,6]. В некоторых случаях, т.е. при наличии в основании водонасыщенных глинистых грунтов, для снижения интенсивности сейсмического воздействия под проектируемым фундаментом слабых грунтов рекомендуется устраивать песчаные подушки [5].

Результаты существующих исследований инженерно-геологических условий города Нукуса показывают, что в последние годы произошел рост уровня грунтовых вод, что приводит к увеличению уровня сейсмичности строительных площадок. Наряду с этим, исследования показали, что повышение уровня грунтовых вод привело к росту их агрессивности, а это означает преждевременный износ подземных частей и стен зданий и сооружений [1]. На рис.1 представлен характер разрушения здания города Нукуса при агрессивном воздействии соленых грунтовых вод.

Анализ существующих исследований показывает, что рост содержания солей в грунтах изменяет их механические свойства и приводит к преждевременному износу подземных частей зданий и сооружений [1, 8-22].

Для предотвращения агрессивного воздействия грунтовых вод на здания и сооружения при конструировании фундаментов, как правило, предусматривают дренаж. Одним из инженерных решений дренажа является проектирование пластовой дренажной системы. В этой дренажной системе под фундамент здания и сооружения устраивается пласт песка, который хорошо дренирует воду. Дренированная вода поступает в специальные дренажные трубы и отводится от фундамента. Для оценки возможности использования барханных песков в качестве песчаных подушек и пластовой дренажной системы необходимо определить механические показатели песка, которые используются в расчетах фундаментов. Одним из механических показателей, используемых в расчетах фундаментов, является модуль деформации грунта. Точное определение модуля деформации позволит наиболее точно выполнить расчеты осадок фундаментов.

Рис. 1. Разрушение фундамента и стен здания при действии агрессивных грунтовых вод (город Нукус, 2018 год)

Рис. 2. Характер разрушения песчаного образца

Методы. В работе [2] приводятся результаты исследований физико-механических свойств грунтов для оценки возможности использования барханных песков в качестве песчаных подушек фундаментов. При этом сжимаемость барханных песков исследовалась на компрессионном приборе по консолидировано-дренированной схеме испытаний. Прочность песка определялась на срезном приборе. Испытания на компрессию и срез проводились при полностью водонасыщенном и в воздушно-сухом состояниях. В целях определения влияния начальной плотности сложения песка экспериментальные исследования проводились на образцах со следующими значениями начального коэффициента пористости: e=0.785; 0.580. Результаты испытаний показали, что механические свойства барханного песка зависят от начальной плотности и водонасыщения. Анализ результатов экспериментальных исследований показал, что при плотном состоянии (e=0.58) водонасыщение образцов практически не оказывает влияния на прочностные характеристики песков. При рыхлом состоянии песков наблюдается незначительный рост значения угла внутреннего трения. В то же время анализ результатов исследований модуля деформации показывает, что при водонасыщении образцов происходит снижение модуля деформации песков в плотном и рыхлом состоянии. Так, например, для песка в рыхлом состоянии (e=0.785) модуль деформации снизился на 38 процентов, а в плотном состоянии (e=0.580) на 50 процентов. Причем при водонасыщенном состоянии модуль деформации барханных песков в интервале давления 0.1-0.2 МПа не зависит от начальной плотности. В целом анализ экспериментальных исследований барханных песков показал, что они в плотном состоянии могут быть использованы в качестве оснований зданий и сооружений.

На компрессионном приборе (одометре) испытания грунтов проводятся без возможности расширения в горизонтальном направлении. В натурных условиях при действии вертикального давления, передаваемого через подошву фундамента на массив грунта, грунтовый массив находится в трехосном напряженном состоянии. В природных условиях деформации грунта происходят по вертикальной и горизонтальной осям. Для наиболее точного определения показателей деформируемости и прочности грунтов определение механических показателей грунтов необходимо осуществлять в напряженном состоянии, близком к естественному напряженному состоянию.

Известно, что механические показатели грунтов наиболее точно можно определить в приборах трехосного сжатия, поскольку на приборах трехосного сжатия в грунтовом образце можно создать напряженное состояние, близкое к естественному напряженному состоянию в массиве грунта.

В целях возможности использования барханных песков в качестве пластовой дренажной системы или песчаных подушек были проведены специальные исследования на приборе трехосного сжатия (стабилометре) фирмы ГЕОТЕК (Россия). Испытания песков осуществлялись по консолидированно-дренированной схеме испытаний в воздушно-сухом и водонасыщенном состояниях песка. Испытания проводились по кинематической схеме, т.е. первоначально осуществлялось гидростатическое обжатие образца до условной стабилизации объемных деформаций, затем по кинематической схеме осуществлялось девиатарное нагружение (со скоростью 0.016 мм/мин) до разрушения образца. Испытания проводились при значениях гидростатического давления 100, 200 и 300 КПа.

В целях оценки влияния водонасыщения на механические показатели песка испытания были проведены в водонасыщенном состоянии по аналогичной схеме. Водонасыщение образца проводилось после формирования песчаного образца и заполнения камеры стабилометра водой. После водонасыщения песчаного образца осуществлялось гидростатическое обжатие. После стабилизации объемных деформаций по кинематической схеме осуществлялось вертикальное нагружение образца (со скоростью 0.016) до разрушения образца.

Результаты. На рис.2 представлен характер разрушения песчаного образца при гидростатическом давлении 200 КПа. Следует отметить, что при всех значениях гидростатического давления характер разрушения песчаного образца был практически одинаковым, т.е. разрушение происходило по наклонной плоскости относительно боковой поверхности.

В целях оценки влияния начальной плотности песка на механические показатели барханного песка испытания проводились при значениях начального коэффициента пористости 0.53; 0.65; 0.80; 1.0.

На рис.3 представлены графики, описывающие зависимости вертикальных деформаций от девиаторного нагружения (начальные коэффициенты пористости песка – 0.53; 1.0), которые показывают, что зависимости вертикальных деформаций от девиаторного давления имеют нелинейный характер и зависят от значения гидростатического давления. По начальным участкам, близким к линейной, по следующей формуле были определены значения модуля деформации песка [7].

$$E = \sigma_Z / \varepsilon_Z , \qquad (1)$$

где σ_Z – вертикальное (девиаторное) напряжение МПа, ε_Z – вертикальная деформация.

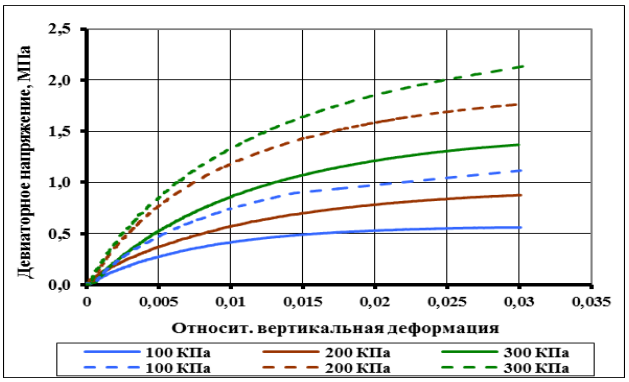


Рис.3. Зависимости вертикальных деформаций от девиаторного нагружения; – воздушно-сухое состояние: ---- при водонасыщении (начальный коэффициент пористости песка 0.53)

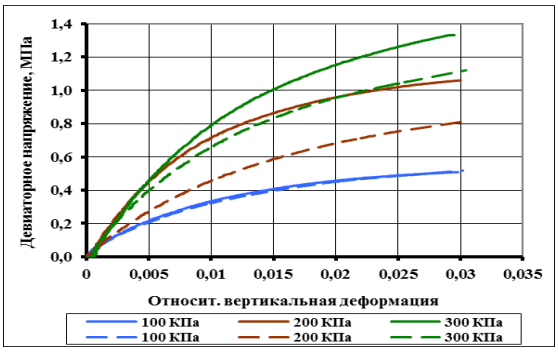


Рис.4. Зависимости вертикальных деформаций от девиаторного нагружения; – воздушно-сухое: ---- при водонасыщении (начальный коэффициент пористости песка 1.0)

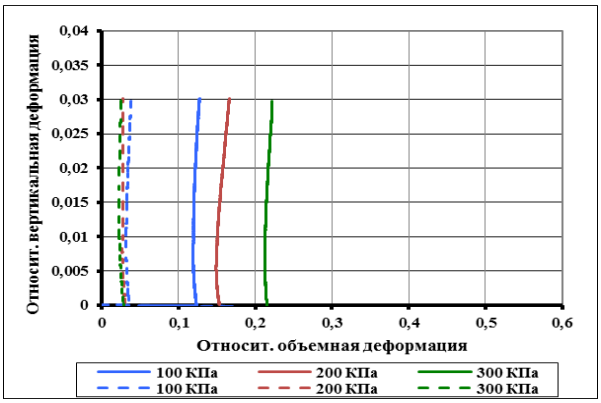


Рис. 5. Зависимости относительной объемной деформации от относительных вертикальных деформаций: − воздушно-сухое; ---- водонасыщенное состояние (начальный коэффициент пористости песка 0.53)

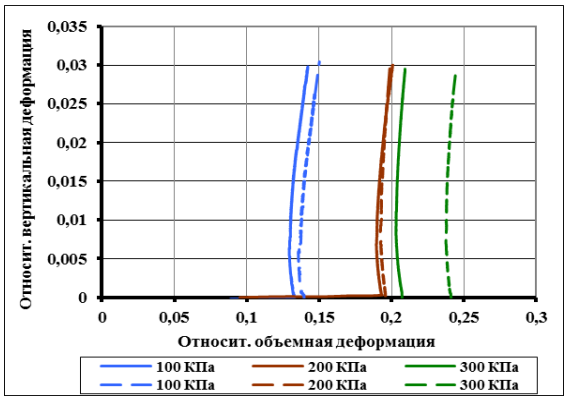


Рис. 6. Зависимости относительной объемной деформации от относительных вертикальных деформаций: − воздушно-сухое; --- водонасыщенное состояние (начальный коэффициент пористости песка 1.0)

На рис.5,6 представлены экспериментальные графики, описывающие зависимости относительной объемной деформации от относительных вертикальных деформаций (начальные коэффициенты пористости 0.53; 1.0), которые получены при девиаторной траектории нагружения. Анализ графиков показывает, что эти зависимости имеют характер, близкий к линейному. При этом при девиаторном нагружении для всех значений гидростатического давления объемные деформации практически не изменяются. Зависимость объемных деформаций от вертикальных также имеет линейный характер для значений начального коэффициента пористости 0.65; 0.80.

На рис.7,8 представлены графики, описывающие зависимости модуля деформации от начального значения коэффициента пористости для различных значений гидостатического давления, анализ которых показывает, что с уменьшением коэффициента пористости происходит увеличение модуля деформации как в воздушно-сухом, так и в водонасыщенном состоянии песка. При этом зависимости модуля деформации от коэффициента пористости для водонасыщенного песка во всех значениях гидростатического давления имеют линейный характер. Для воздушно-сухого состояния песка эти зависимости для значений гидростатического давдения 100 и 200 МПа аппроксимируются нелинейной функцией с выпуклостью к оси коэффициента пористости. Для значения гидростатического давления 300 МПа эта зависимость имеет линейный характер.

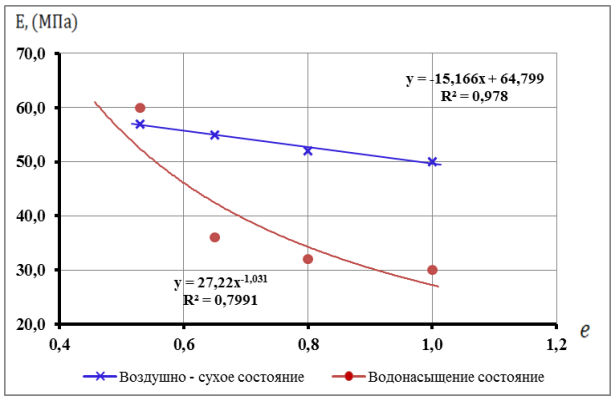


Рис. 7. Зависимости модуля деформации от начального коэффициента пористости песка (гидростатическое давление 100КПа)

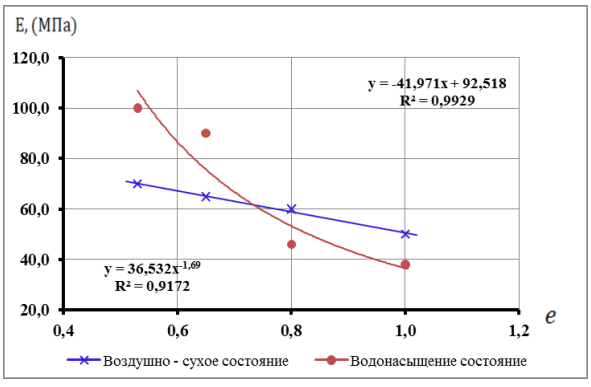


Рис. 8. Зависимости модуля деформации от начального коэффициента пористости песка (гидростатическое давление 200КПа)

На рис. 10 представлены зависимости объемных деформаций от гидростатического давления, анализ которых показывает, что эти зависимости имеют линейный характер для песка в воздушно-сухом и водонасыщенном состояниях

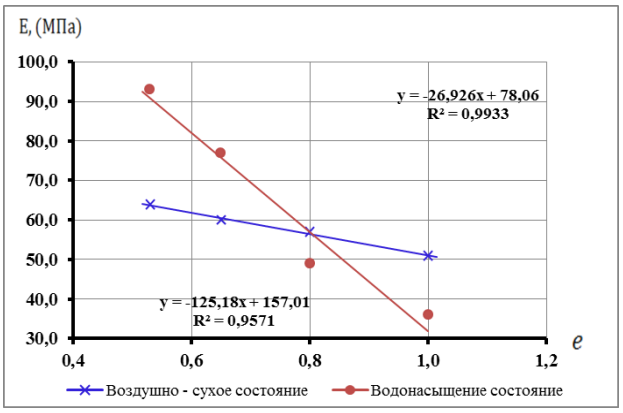


Рис. 9. Зависимости модуля деформации от начального коэффициента пористости песка (гидростатическое давление 300КПа)

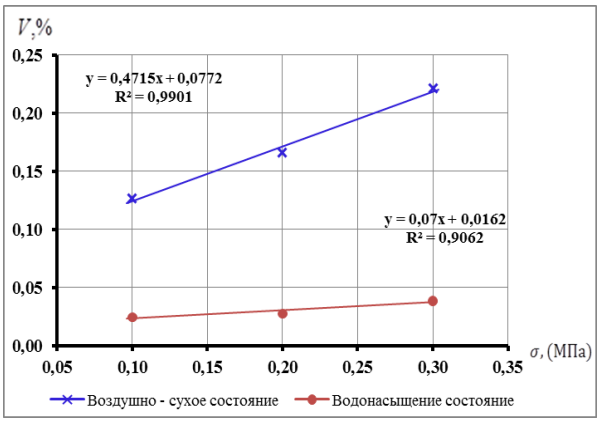


Рис. 10. Зависимости объёмных деформаций V% от гидростатического давления σ, МПа

Обсуждение. Как показал анализ результатов существующих исследований инженерно-геологических свойств грунтов города Нукуса, в качестве оснований в основном используются относительно слабые аллювиальные отложения. Это приводит к принятию ресурсозатратных решений при проектировании фундаментов. Наряду с этим высокий уровень грунтовых вод и их агрессивность приводят к преждевременному износу подземных частей зданий и сооружений. К сожалению, пристенные и пластовые дренажные системы фундаментов зданий в городе Нукусе не проектируются. В результате из-за агрессивного воздействия грунтовых вод происходит преждевременный износ подземных частей зданий. Результаты лабораторных исследований можно использовать при проектировании песчаных подушек фундаментов и пластовой дренажной системы зданий и сооружений в условиях города Нукуса. При проектировании песчаных подушек слабые грунты заменяются на плотные барханные пески, что позволит уменьшить площадь подошвы фундамента и снизить агрессивное влияние грунтовых вод. Экспериментальные закономерности влияния плотности на модуль деформации можно использовать при назначении плотности песчаной подушки в зависимости от нагрузки на фундамент и тем самым принимать наиболее оптимальные технические решения при проектировании фундаментов в условиях города Нукуса. Наряду с этим проектирование песчаных подушек позволит снизить сейсмические нагрузки на фундамент, поскольку в песках происходит снижение амплитуды сейсмических волн.

Заключение.

1. Результаты испытаний барханных песков на трехосное сжатие показали, что модуль деформации грунта зависит от начального значения коэффициента пористости песка. В целом наблюдается, что с ростом начальной плотности песка значение модуля деформации увеличивается. Зависимости модуля деформации от начальной плотности в воздушно-сухом состоянии песка аппроксимируется линейной и нелинейной функциями и зависят от значения гидростатического давления. Зависимости объемных деформаций от гидростатического давления имеют линейный характер при испытаниях в воздушно-сухом и водонасыщенном состоянии. При девиаторном нагружении изменение объемных деформаций практически не происходит.

2. Зависимости механических показателей барханного песка от значения начального коэффициента пористости можно использовать при проектировании песчаных подушек и пластовой дренажной системы фундаментов, что позволит снизить агрессивное влияние грунтовых вод на подземные части зданий. Наблюдается, что водонасыщение увеличивает деформируемость песков, что необходимо учитывать при проектировании пластовой дренажной системы и песчаных подушек фундаментов.

3. Использование барханных песков в качестве песчаных подушек фундаментов позволит увеличить несущую способность оснований при замене слабых грунтов, а также снизит сейсмические нагрузки на фундаменты зданий и сооружений.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Аимбетов И.К.* Инженерно-геологические основы строительства зданий и сооружений на засоленных грунтах Каракалпакстана. Нукус. Илим, 2020, –287 с.

[2] *Ананьев В.П., Потапов А.Д.* Инженерная геология. Москва. Высшая школа, 2002, –479 с.

[3] *Мавлянов Г.А., Касымов С.М., Смолина Л.Б. и др.* Физико-химические, инженерно-геологические и сейсмические свойства лессовых пород Узбекистана. Ташкент. ФАН, 1978. –255 с.

[4] Методическое руководство по детальному сейсмическому районированию и микрорайонированию для градостроительного планирования. Ташкент, 2023. – 155 с.

[5] *Цытович Н.А.* Механика грунтов. Москва. Стройиздат, 1963, –636 с.

[6] Справочник проектировщика. Основания, фундаменты и подземные сооружения. Москва. Стройиздат, 1985.- 479с.

[7] ГОСТ. 12248-2010. Межгосударственный стандарт. Грунты. Методы лабораторного определения характеристик прочности и деформируемости. Москва. Стандартинформ, 2012, –78 с.

[8] *Aimbetov I.K., Bekimbetov R.T.* Engineering and geoecological assessment of soils salinity in Nukus using GIS technologies. Moscow. 2021. E3S Web. Conf. Volume 265. Actual Problems of Ecology and Environmental Management (APEEM 2021). 1-7. https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126503006

[9] *Angeli M., Bigas J.P., Benavente D., Menéndez B., Hébert R., David C.* Salt crystallization in pores: quantification and estimation of damage // Journal Environmental geology. 2007, No. 52, pp. 205-213.

[10] *Agudo E., Mees F., Jacobs P., Rodriguez-Navarro C.* The role of saline solution properties on porous limestone salt weathering by magnesium and sodium sulphates // Journal Environmental geology. 2007. No. 52, pp. 269-281.

[11] *Benavente D., Cueto N., Martínez-Martínez J., Del Cura M.G., Cañaveras J.* The influence of petrophysical properties on the salt weathering of porous building rocks // Journal Environmental geology. 2007, No. 52, pp. 215-224.

[12] *Berest P., Brouard B.* Safety of salt caverns used for underground storage blow out; mechanical instability; seepage; cavern abandonment // Oil Gas Science Technology. 2003, No. 58(3), pp. 361-384.

[13] *Burns S.E., Mayne P.W.* Analytical cavity expansion-critical state model for piezocone dissipation in fine-grained soils // Soils and Foundations. 2003, No. 42(2), pp. 131-137.

[14] *Cosenza P.H., Ghoreychi M., Bazargan-Sabet B., de Marsily G.* In situ rock salt permeability measurement for long term safety assessment of storage. International Journal Rock Mechanics and mineral Scienses. 1999, No. 36(4), pp. 509-526.

[15] *Hou Z., Wu W.* Improvement of design of storage cavity in rock salt by using the Hou. Lux constitutive model with consideration of creep rupture criterion and damage // Chinese Journal Geotechnical Engineering. 2003, No.25(1), pp. 105-108

[16] *Legget R.* Cites and geology. 557. New York. McGraw-Hill Book Company. 1973. P. 10-20.

[17] *Li M.H., Kang S.C., Zheng M.P., Bu L.Z.* Saline sedimentary rhythm of Qiuli'nanmu Lake in Tibet // Geology Journal China University. 2007, No.13(1), pp.35-42.

[18] *Li Y.P., Yang C.H., Qian Q.H., Wei D.H., Qu D.A.* Proceedings of the 6th conference on the mechanical behavior of salt «SALTMECH6 / The mechanical behavior of salt-understanding of THMC processes in salt: Hannover. Taylor&Francis, 2007. P.69-64.

[19] *Liang W.G., Yang C.H., Zhao Y.S., Dusseault M.B., Liu J.* Experimental investigation of mechanical properties of bedded salt rock // International Journal Rock Mechanics. Mineral Science. 2007, No. 44(3), pp. 400-411.

[20] *Liu J.F., Pei J.L., Ma K., Zhou H., Hou Z.* Damage evolution and fractal property of salt rock in tensile failure / Proceedings of the international symposium on underground storage of CO_2 and energy. Beijing. CRC Press, 2010. P. 105-112.

[21] *Lux K.H., Hou Z., Duesterlohn U.* Some new aspects about the mechanical behavior of salt cavities and about the geotechnical proof of safety // Erdoel Erdgas Kohle. Part 1: Theories analysis. 1999, No.115(3), pp. 122-127.

[22] Ишмаев О.А., Филимонова Н.В. Результаты трехосных испытаний песков гравелистых в комплексе «АСИС» с диаметром образцов 100 мм // Известия Уральского государственного горного университета Научно-технический журнал. 2022, № 2 (66), С. 89-95.

Дата поступления
20.03.2024

Аимбетов И.К., Каипов С.Т., Сапарниязов Б. Нукус шаҳри ҳудудидаги бархан қумларнинг уч ўқли сиқилишдаги деформацияланиши.

Аннотация. *Мақолада уч ўқли сиқиш ускунасида аниқланган экспериментал тадқиқотлар натижалари келтирилган. Дастлабки зичликнинг таъсирини баҳолаш учун бархан қумларнинг дастлабки говаклилик коэффициенти 0,53 қийматларида синовдан ўтказилди; 0,65; 0,80; 1,0. Синовлар ҳаво-қуруқ ва сув билан тўйинган ҳолатда намуналарни кинематик юклаш схемаси билан ўтказилди. Деформация модули қийматининг намуналарнинг ҳаво-қуруқ ва сув билан тўйинган ҳолатидаги дастлабки зичликка экспериментал боғлиқлиги аниқланди. Гидростатик босим таъсирида ҳажмли деформацияларнинг экспериментал қонуниятлари ўрнатилди. Тадқиқот натижаларидан Нукус шаҳри шароитида пойдеворларнинг қум ёстиқларини лойиҳалашда фойдаланиш мумкин.*

Калит сўзлар: *бархан қумлари; қум ёстиқлари; уч ўқли сиқиш.*

Aimbetov I.K., Kaipov S.T., Saparniyazov B. Deformability of the sand dunes in the vicinity of the city of Nukus under triaxial compression.

Abstract. *The article presents the results of tests of sand dunes under triaxial compression. To assess the effect of the initial density, the sand dunes were tested at the values of the initial porosity coefficient of 0.53; 0.65; 0.80; 1.0. The tests were carried out in an air-dry and water-saturated state with a kinematic loading scheme of the samples. Experimental dependences of the value of the deformation modulus on the initial density in the air-dry and water-saturated state of the samples have been established. Experimental patterns of volumetric deformations from hydrostatic pressure have been established. The results of the research can be used in the design of sand pillows of foundations in the conditions of the city of Nukus.*

Keywords: *sand dunes; sand cushions; three-axis compression.*

УДК:624.131.438

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ГРУНТА С ПРИМЕНЕНИЕМ НЕЛИНЕЙНЫХ УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ

Хасанов А.З., Хасанов З.А.

Самаркандский государственный университет им. Ш. Рашидова, Самарканд, Узбекистан

E-mail: askar hasanov@mail.ru

Аннотация. *В статье приведён обзор деформационных моделей грунта, характеризующих его нелинейные механические свойства при уплотнении и сдвиге. Такие модели широко используются при расчётах деформируемости, прочности и устойчивости с использованием цифровых методов и программных комплексов. Известно, что в настоящее время широко используются линейные и нелинейные упругопластические модели с критерием прочности Кулона-Мора, модели Cam-Clay, модели с двойным упрочнением и др. Выполнен анализ применимости моделей для описания поведения грунта в условиях нагружения и разгрузки. Эта модель предполагает раздельное описание общих деформаций уплотнения и сдвига и отличается от известных тем, что за основу принимаются обобщённые деформации, а упругие, как раздельные, подлежат сложению или вычитанию от общих. В статье также приводится рекомендуемая авторами шатровая модель в обобщённых координатах, характеризующая нелинейное поведение грунта при нагружении и разгрузке.*

Ключевые слова: *упруго-пластическая модель грунта; методы решения нелинейных упругопластических задач механики грунтов.*

Введение. Основные сведения об упругопластических моделях. Современные методы решения геотехнических задач, в зависимости от поставленной цели, делятся на два направления: в первом случае исследуется напряженно-деформированное состояние с использованием линейных и нелинейных уравнений, во втором − решаются задачи прочности и устойчивости грунтовых массивов с использованием пластических моделей. Первое направление, учитывая существенную нелинейность объёмных и сдвиговых деформаций, также разделяется на два направления: в первом из них решаются задачи геотехники, когда они ограничиваются только определением допустимых деформаций, а во втором − упруго-пластические задачи, где рассматриваются более общие случаи деформирования и пластического течения. В этих задачах деформации сдвига принимаются с учётом объёмных напряжений. Поэтому для грунтов, в отличии от сплошных сред, тензор напряжений принципиально разделяется на девиаторную и объёмную части. При использовании нелинейных расчётных моделей возможности решаемых задач возрастают. К самым распространённым из них относятся упругопластические модели с параметрами законов Гука и Кулона-Мора.

Модели грунтов в отличие от используемых в механике твёрдых деформированных тел должны учитывать их специфические свойства, неучёт которых может привести к грубым ошибкам. Обширные теоретические исследования в этом направлении приведены в работах [2-22].

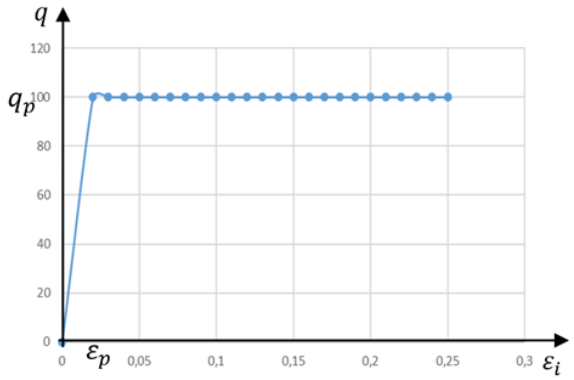


Рис. 1. Простейшая упруго-пластическая модель Прандтля, развитая А.А. Ильюшиным

Для численной реализации нелинейных задач в основном используются стандартные классические методы с использованием упруго-пластических моделей методами итерации. Основным преимуществом таких моделей является их универсальность, позволяющая решать задачи, как в области деформирования, так и в области прочности грунтовых массивов. Учитывая сложность математических физических уравнений состояния, они требуют

более глубокого понимания их физической сущности. В традиционных упруго-пластических моделях, решаемых методами итерации, используют такие параметры, как упругие линейные *E*, сдвиговые *G*, объёмные *K*-модули и граничные переходные области, такие как пределы текучести ε_p. Для моделей грунтов необходимо учитывать характерные им свойства, такие как перекрёстные влияния объёмных и сдвиговых напряжений и деформаций, границы упругости (линейности) и предельные деформации ε_u – напряжения σ_u. В этих моделях количество расчётных параметров увеличивается. Упругие параметры грунтов определяются как геофизическими методами, так и в лабораторных условиях. Остальные расчётные параметры грунтов определяются непосредственными их испытаниями в лабораторных условиях, например, на приборах трёхосных испытаний. Ниже более подробно рассмотрим некоторые из этих моделей.

Обзор существующих нелинейных упруго-пластических моделей. Рассмотрим упрощённую схему и процедуру численной реализации упруго-пластической модели на примере нелинейной сдвиговой деформации без учета объемных сил. Для этого используем известное решение, полученное Прандтлем, которое развито А.А. Ильюшиным [1] (рис. 1):

$$q = G\varepsilon_i(1-\omega) = G\varepsilon_i\left(1-\frac{\varepsilon_i-\varepsilon_p}{\varepsilon_i}\right), \quad (1)$$

где G –модуль сдвига, полученный в линеализированной части графика $q = f(\varepsilon_i)$, соответствующий пределу упругости (применительно к грунтам линейности) ε_p. При $\varepsilon_i \le \varepsilon_\text{p}$ функция характеризует упругую стадию деформирования, а при $\varepsilon_i = \varepsilon_p$ $\frac{\varepsilon_{i-}\varepsilon_p}{\varepsilon_\text{p}} \to 0$ $q = q_p$. При $\varepsilon_i > 0$ величина модуля при каждом шаге будет уменьшаться $G\left(1-\frac{\varepsilon_{i-}\varepsilon_p}{\varepsilon_p}\right) \to 0$ и, соответственно, деформация будет прогрессировать (рис. 1). Для нелинейных графиков $\varepsilon_i = f(q)$ на начальном этапе $\varepsilon_i \le \varepsilon_p$ вычисляются упругие деформации, ограничивающиеся пределом пластичности q_p:

$$q_p = G\varepsilon_p \quad . \quad (2)$$

На следующем этапе $\varepsilon_i > \varepsilon_p$ вычисляется функция ω

$$\omega_1 = \left(1-\frac{\varepsilon_i-\varepsilon_p}{\varepsilon_i}\right).$$

В процессе накопления пластических деформаций напряжения в определённом диапазоне остаются неизменными $q = G\varepsilon_1\omega_1$ (рис.1). Рост пластических деформаций не должен превышать значений $\varepsilon = f(q,p)$, полученных экспериментом. Для получения следующего уровня деформаций ε_i необходимо приращение напряжений

$$\Delta q = G\varepsilon_1\omega_{2i}, \quad \omega_2 = \left(1-\frac{\varepsilon_2-\varepsilon_1}{\varepsilon_2}\right). \quad (3)$$

Эти уравнения применимы для сплошных упругих сред, где величина пластических деформаций ограничена. Применительно к грунтам, как к сжимаемой среде, необходимо учитывать также предельные деформации ε_u и напряжения σ_u. Применительно к грунтам функцию, учитывающую нелинейность ω_2, можно выразить в следующем виде:

$$\omega_i = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_i+\varepsilon_u\left(\frac{1}{\omega_i}-1\right)}, \quad (4)$$

$$\omega_i = \frac{\sigma_i-\sigma_p}{\sigma_p},$$

где $\sigma_p \le \sigma_i \le \sigma_u$ (σ_u – предел прочности грунта при сдвиге; величина σ_p – предел пластичности грунта, определяется в соотвествии с различными теориями пластичности грунтов, некоторые виды которых расмотрим ниже).

Для грунтов, как сред с объёмным сжатием, широкое распространение получили так называемые «шатровые» модели. Основной физический смысл этих моделей заключается в том, что все деформации (объёмные и сдвиговые), накапливаемые внутри шатра, являются упругими, а за его пределами возникают как упругие, так и пластические деформации.

Граница между ними характеризует поверхность текучести. В реальности этот предел характеризует границу квазилинейной области диаграммы $\varepsilon = f(q,p)$ (рис. 5,а). Поверхность текучести, в зависимости от изменения исходных напряжений (например, природных) в точке, может расширяться или сужаться. К настоящему времени предложены различные математические модели, описывающие эти сложные механические процессы. Зависимость между напряжениями и деформациями в упругопластической области носит нелинейный характер и завершается ростом пластических деформаций, характеризуемым моментом наступления разрушения.

Наиболее известной из этого класса моделей является «модифицированная модель Cam Clay» [2]. Эта модель описывает траекторию нагружения и расширяющуюся поверхность текучести. В этой модели область упругого состояния среды ограничивается эллиптической поверхностью «шатра», которая ограничивается второй поверхностью, описываемой критерием прочности Кулона-Мора. Традиционно модель строят в координатах p = 1/3(σ_1 + 2σ_3) и q = 1/3(σ_1 - 2σ_3), хотя можно использовать и более сложные выражения теории прочности (рис.2,а). Поверхность текучести, в соответствии с этой моделью, определяется по выражению (5), записанному по аналогии с теорией прочности Кулона:

$$q_p = Mpln\left(\frac{p_p}{p_i}\right). \quad (5)$$

В выражении (5) величина $0 < ln\left(\frac{p_p}{p_i}\right) < \pi$ характеризует влияние объёмных сил и имеет затухающий характер. Предельное состояние ограничивается наклонной «линией критического состояния», описываемой уравнением

$$q = Mp_i. \quad (6)$$

Параметр M характеризует коэффициент трения и соответствует теории прочности Кулона-Мора:

$$M = 3\,sin\,\varphi/(3 - sin\varphi) \cong tq\varphi$$

Математически модель характеризует граничную область напряженного состояния между упругой и пластической деформациями. Все точки, лежащие на поверхности «шатра», соответствуют одинаковой объёмной деформации. Таким образом, эллиптические поверхности представляют собой изолинии равных объёмных деформаций при различном напряженном состоянии (рис. 5,а). Из литературы [6] известна также функция поверхности текучести «шатра», записаная в виде уравнения эллипса (рис. 2):

$$F(p,q) = p_i + \frac{q^2}{M^2 p} - p_e = 0 \quad . \quad (7)$$

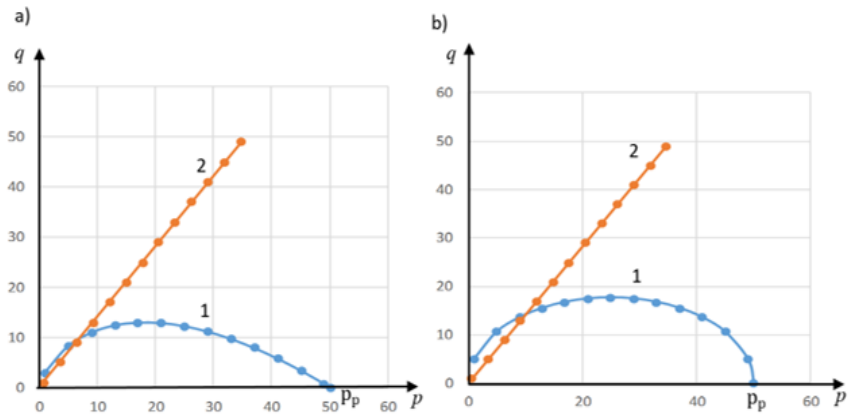


Рис. 2. Графики модели Cam Clay (а) и ее видоизмененная функция, предложенная Шашкиным [3] (m):
1– поверхность текучести; 2 – предел текучести (область сдвига)

В выражениях (5) и (7) зависимость между сдвиговыми напряжениями и деформациями в области $\sigma_i \le \sigma_p$ определяется по линейному закону $q = G\varepsilon_i$ Достаточно полный анализ этой проблемы для объёмных и сдвиговых деформаций приведён также в работе [3].

Для завершения описания модели вводится функция зависимости объёмной пластической деформации от «эквивалентного» напряжения $P_e = P_p$. Традиционно объемные деформации определяются при помощи логарифмической функции вида:

$$\varepsilon_p = \lambda ln\left(\frac{p_i}{p_g}\right), \tag{8}$$

где $\lambda = \frac{\varepsilon_p}{ln\left(\frac{p_p}{p_g}\right)}$ для линейных задач $\lambda = \frac{m_0}{1+e_0}$.

Поверхности текучести, выраженные в виде функций (5), (6), имеют общность и отличаются друг от друга незначительно. Поэтому все они имеют общие недостатки, связанные с приближением к области низких нормальных напряжений, превышают предел прочности, что противоречит физической сущности явлений (рис. 2).

В этих выражениях классическое понятие поверхности текучести $p_p = p_т$, характеризуемое как верхняя граница упругости, для грунтов не приемлема. Для грунтов функция нелинейных объёмных и сдвиговых деформаций и напряжений имеет обратно пропорциональное развитие. Поэтому зависимости $p_i = f(\varepsilon_i)$ и $p_m = f(\varepsilon_m)$ выражаются по-разному. Например, для сдвиговых напряжений основными расчётными параметрами будут служить граница пластичности (линейности) p_p и граница пластического течения p_u, соответствующие пределу прочности грунтов и подчиняющиеся закону Кулона (рис.3 и 4). Для объёмных – основными расчётными параметрами будут служить напряжения предварительного уплотнения, например, граница пластичности (линейности) $\sigma_g \le p_p$ и граница максимального ожидаемого уплотнения p_{max}. Как правило p_{max} принимают в соответствии с условием сжатия грунта в условиях компрессии, равной $e_{oi} = e_0 - (1 + e_0)\varepsilon_m \le (0{,}4 - 0{,}5)\, e_g$. Особенности выражения (8) будет описано ниже.

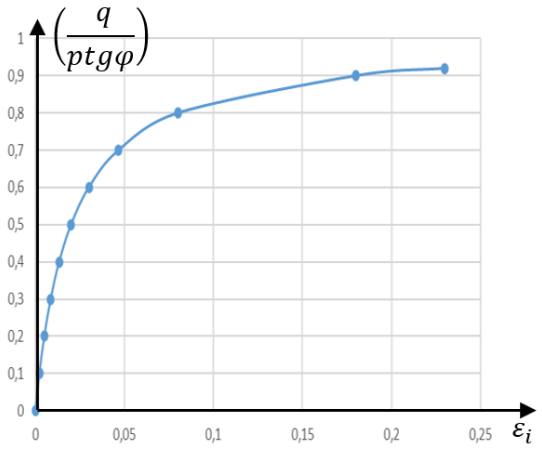


Рис. 3. График зависимости фукции $\left(\frac{q}{ptg\varphi}\right)$ от сдвиговых деформаций ε_i

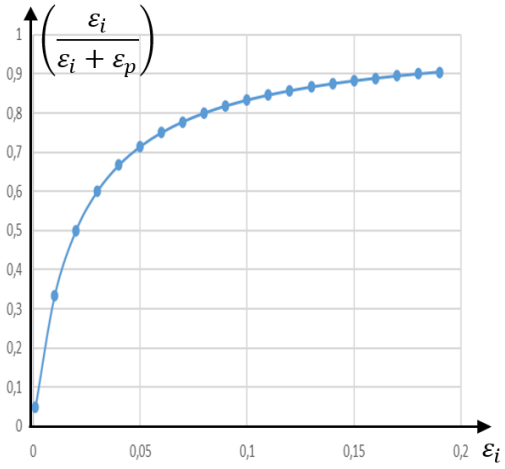


Рис.4. График зависимости функции $\left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_i+\varepsilon_p}\right)$ от сдвиговых деформаций ε_i

Предлагаемые методы решения нелинейных упруго-пластических задач механики грунтов.

Сдвиговые деформации. Известно, что для грунтов сдвиговые деформации в значительной степени зависят от величины среднего нормального напряжения p, а предел разрушения определяется уравнением прочности Кулона, Кулона-Мора или другими теориями.

Поэтому модель должна полностью характеризовать упругие, упруго-пластические деформации и предел прочности грунтов. При этом, в уравнениях и моделях должны фигурировать границы текучести q_p и предел разрушения $q_u = ptg\varphi$ грунта. При выполнении условия $q \le q_p$, уравнение должно характеризовать упругие деформации, которые определяются в ветке разгрузки или в кавазилинейной области графика $\varepsilon_i = f(q,p)$ (рис.5).

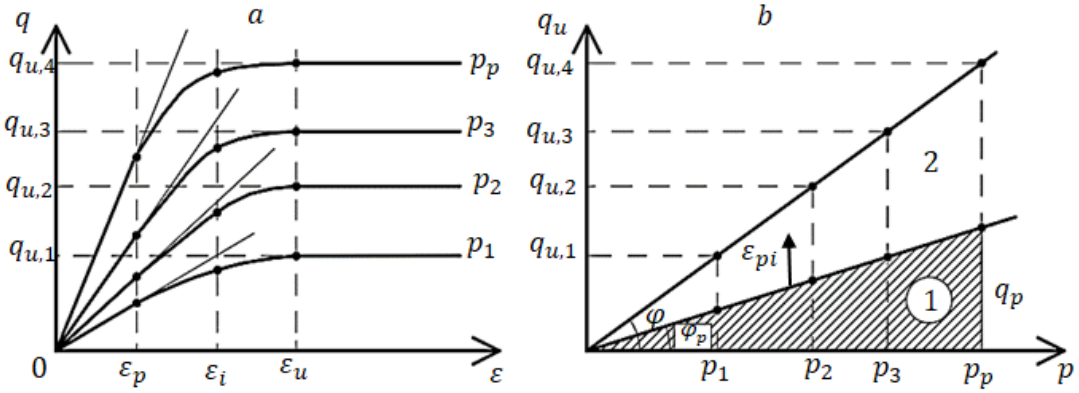


Рис. 5. Зависимость $q = f(p, \varepsilon_i)$ (a) и диаграмма прочности грунта (b):
1, 2 – соответственно упругая и пластическая области деформирования грунта

Напоминаем, что в механике твёрдого деформируемого тела при использовании упруго-пластической модели (рис. 1) предел текучести $P_т$ характеризует предел упругости, за пределами которой возникают пластические деформации без увеличения нагрузки. В случае применения классической упруго-пластической модели для грунта, как для нелинейно-деформируемой сжимающей среды, ее необходимо искусственно преобразовать в некоторые приведённые координатные системы. При этом необходимо учесть, что грунт проявляет перекрёстное влияние напряжений на сдвиговые и объёмные деформации. Причём сдвиговые деформации являются разупрочняющими, а объёмные, наоборот, упрочняющими, иначе они будут проявлять различные характерные диаграммы деформаций. Учитывая такие специфические особенности грунтов, в настоящее время разработано большое количество моделей. Ниже рассмотрим традиционные классические и предлагаемые математические модели деформирования грунтов.

Известно, что в нелинейной механике функция общих деформаций ε_i характеризуется как сумма упругих ε_{ie} и пластических деформаций ε_{ip}

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{ie} + \varepsilon_{ip} \,. \qquad (9)$$

Выражение (9) в зависимости от решаемых задач имеет двоякий смысл. В первом случае при решении геотехнических задач, связанных с определением деформаций разуплотнения (например, выемки грунта из массива) или динамических задач, связанных с распространением упругих волн, используют реальные упругие характеристики, определяемые экспериментальным путём. Во втором случае выражение (9) условно используют для решения задач с использованием упруго-пластических моделей. В этом случае в качестве упругих характеристик используют условно-линейную область диаграммы деформаций.

Упругие сдвиговые и объёмные деформации для грунтов составляют малую часть и поэтому их можно принимать как постоянную, не зависящую от напряжений. Во втором случае для упрощения задач границу $p_р$ принимают условно, например, как часть от предельных $q_{u,}$ или $p_р = p_g$, т.е. равным гравитационному давлению. В механике грунтов этот показатель ограничивается как отношение OCR или POP разность расчётных напряжений по отношению к природной. Что касается пластической ее части, то здесь необходимо учитывать перекрёстное влияние объёмных и сдвиговых напряжений. Для кусочно-линейной постановки модуль сдвига может быть определен в виде следующей зависимости (рис. 5):

$$G = G_0\left(1 \pm \frac{p-p_{\text{р}}}{p}\right). \quad (10)$$

В первом варианте границу текучести и начало пластических деформаций при сдвиге предлагаем записать в следующем виде:

$$q = ptg\varphi\left(1 - \frac{\varepsilon_{\text{р}}}{\varepsilon_i+\varepsilon_{\text{р}}}\right) = ptg\varphi\left(\frac{(\varepsilon_i+\varepsilon_{\text{р}})-\varepsilon_{\text{р}}}{\varepsilon_i+\varepsilon_{\text{р}}}\right) = ptg\varphi\left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_i+\varepsilon_p}\right), \quad (11)$$

при $\varepsilon_i = \varepsilon_p$ $q = ptg\varphi\left(\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_i+\varepsilon_{\text{р}}}\right) \cong ptg\varphi\left(\frac{1}{2}\right)$.

Иначе, при выполнении условия $\varepsilon_i \le \varepsilon_{\text{р}}$, отношение $\left(\frac{q}{ptg\varphi}\right) \le \frac{1}{2}$ – уровень сдвиговых напряжений не превышает половины предела прочности грунта. С развитием деформаций функция $\left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_i+\varepsilon_p}\right) \to 1$ и сдвиговые напряжения приближаются к предельному состоянию. На рис. 3 и 4 представлены диаграммы, соответствующие предельному уровню напряжений $\left(\frac{q}{ptg\varphi}\right) \cong 1$. Из выражения (11) следует, что степень (уровень) сдвиговых деформаций $\left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_i+\varepsilon_p}\right)$ будет зависеть от функции сдвиговых напряжений $\left(\frac{q}{ptg\varphi}\right)$ и будет иметь следующий вид функции (рис. 3 и 4).

$$\delta\left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_i+\varepsilon_p}\right) = \frac{1}{tg\varphi}\left(\frac{q}{p}\right), \quad (12)$$

где корректирующий коэффициент

$$\delta = \left[\frac{\frac{1}{tg\varphi}\left(\frac{q}{p}\right)}{\left(\frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_u+\varepsilon_p}\right)}\right] \approx (1{,}1 \div 1{,}15).$$

Из выражения (12) определим величину сдвиговых пластических деформаций:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_p \frac{\frac{1}{\delta}\left(\frac{q}{ptg\varphi}\right)}{1-\frac{1}{\delta}\left(\frac{q}{ptg\varphi}\right)}. \quad (13)$$

Свойства предложенной функции сдвиговых деформаций показывают, что она зависит не только от сдвиговых напряжениний q, но и от изменения нормальных напряжений *p*.

Объёмные деформации. В выражениях (6), (13) предполагается линейная зависимость между нормальными напряжениями и объемными деформациями, причём они фукционально начинают влиять во всем диапозоне изменения напряжений $0 \le p \le p_{max}$. Хотя известно, что в диапозоне изменений напряжений $p_g = \gamma h$ грунт в природном напряженном состоянии не деформиррується, т.е. считается заверенным $\varepsilon_p = 0$, с другой стороны, выражение (8) в диапозоне изменений напряжений $0 \le \text{P} \le p_p$ удовлетворительно совпадает с результатами экспериментов, а при $p > p_p$ даёт завышенные результаты напряжений (рис. 6, линия 5). Иначе функция в этом диапозоне изменения напряжений не регулируется. Таким образом, для описания объёмных деформаций необходимо знать как минимум три точки: $p_g, p_{\text{р и}}\, p_{max}$, в частном случае $p_g \cong p_{\text{р}}$ Для описания объёмных деформаций, полностью удовлетворяющих вышеперечисленным граничным условиям, воспользуемся системой линейных уравнений, пересекающихся в точке (p_p, ε_p) вида:

$$\begin{aligned} p_1 &= -p_g + E_1\varepsilon \\ p_2 &= -A_2 + E_2\varepsilon\,, \end{aligned} \quad (14)$$

где E_1 и E_2 – модули упругих (линейных) деформаций.

Граничные условия: предполагается, что линии при $p = p_p$ пересекаются, при этом p_1=p_2 и первое уравнение при $\varepsilon = 0$ будет равно природному давлению $p_p = -p_g = -\gamma z$. Для $\varepsilon = \varepsilon_p$, $p_1 = -p_g + E_1\varepsilon_p$, откуда $E_1 = \left(p_1 + p_g\right)/\varepsilon_p$. Параметр A_2 определяется из условия подобия треугольников

$$\frac{p_p}{\Delta\varepsilon} = \frac{A_2}{\varepsilon_p - \Delta\varepsilon}, \text{ откуда } A_2 = p_p \frac{(\varepsilon_p - \Delta\varepsilon)}{\Delta\varepsilon} = p_p \frac{\left(\varepsilon_p - \frac{p_p}{E_2}\right)}{\left(\frac{p_p}{E_2}\right)}.$$

Определим разность упругих (линейных) и нелинейных напряжений в пластической области деформирования

$$\Delta p = p_2 - p_1 = \left[A_2 + E_2(\varepsilon - \varepsilon_g)\right] - \left[-p_g + E_1(\varepsilon - \varepsilon_g)\right]$$
$$\Delta p = (A_2 + p_g) + (\varepsilon - \varepsilon_g)\left[1 - \frac{E_2}{E_1}\right], \qquad (15)$$

где: $\varepsilon_g = \frac{p_g}{E_1}$

Неразрывную аппроксимирующую функцию наподобие (8), удовлетворяющую все три точки компрессионной кривой можно определить в виде одного выражения

$$p = a\varepsilon^n, \qquad \varepsilon = \sqrt[n]{\frac{1}{a}}\sqrt[n]{p} = \epsilon\sqrt[n]{p}\ , \qquad (16)$$

где ϵ и n параметры, определяемые из граничных условий. $\varepsilon = \varepsilon_p$ $p = p_p$ $\frac{p_p}{a} = {\varepsilon_p}^n$, откуда $ln\left(\frac{p_p}{a}\right) = nln\varepsilon_p$, $n = \frac{ln\left(\frac{p_p}{a}\right)}{ln\varepsilon_p}$. Постоянная "а" позволяет замкнуть график $p = f(\varepsilon)$ в точке $\varepsilon = \varepsilon_{max}$, завершая последнее условие.

Выражение (16) характеризует упрочненеие грунта в процессе роста нормальных напряжений.

На рис.6 представлен график, построенный с использованием известных и предложенных моделей, характеризующий объемные деформации грунта.

Рассмотрим другой вариант функциональной зависимости $q = f(p, \varepsilon_i)$. Основная идея этой модели заключается в ограничении области деформирования графика $q = f(p, \varepsilon_i)$ упругой части, с границей $\varepsilon_i = \varepsilon_p$, и пластической части $\varepsilon_p \le \varepsilon_i \le \varepsilon_u$, завершающейся условием предельного состояния $\varepsilon_i \ge \varepsilon_u$ (рис.5). Граница поверхности текучести ε_p в данном случае определяется из квазилинейной части графика $q = f(\varepsilon_i)$ и предполагается, что она не зависит от величины нормальных напряжений p. Контур поверхности текучести определяется по выражению (11). Учитывая, что это выражение при $\varepsilon_i = \varepsilon_u$ не всегда приближается к предельному состоянию, его можно скорректировать, введя коэффициент $n \cong 1.1$

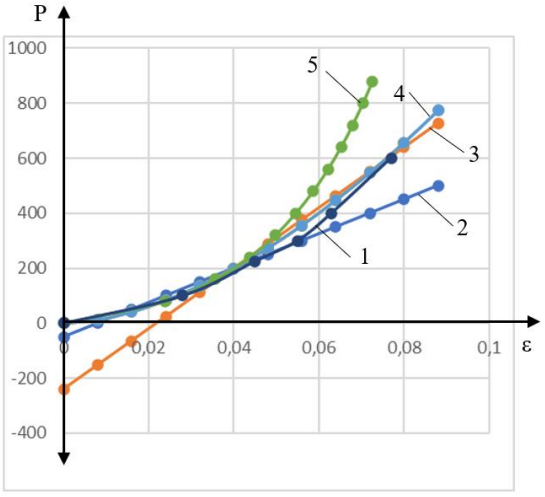


Рис.6. Зависимость между объёмными деформациями и напряжениями: 1− результаты эксперимента; 2, 3 − линейные аппроксимирующие функции с модулями E1 и E2; 4, 5 − аппроксимирующие функции вида (8) и (15)

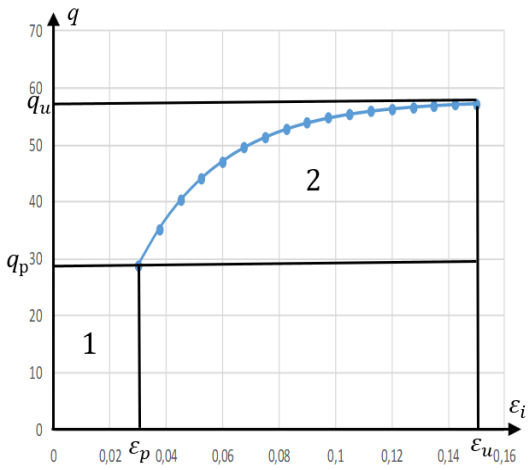


Рис. 7. График зависимости функции $q = f(p, \varepsilon_i)$: 1 и 2 − области упругих и пластических деформаций соответственно

$$q = ptg\varphi\left(\frac{\varepsilon_i}{{\varepsilon_i}^n + \varepsilon_p}\right), \qquad (17)$$

В области упругих (линейных) деформаций $\varepsilon_i \le \varepsilon_p$ выполняется условие (2), в области пластического течения $\varepsilon_\text{p} \le \varepsilon_i \le \varepsilon_u$ развиваются нелинейные пластические деформации, переходящие в область предельных деформаций и поверхности диаграммы Кулона-Мора (рис. 7). Разделив обе части выражения (17) на $(ptg\varphi)$, получим

$$q_i/(ptg\varphi) = \left(\frac{\varepsilon_i}{{\varepsilon_i}^n + \varepsilon_\text{p}}\right) \tag{18}$$

Разница между величиной ω (1) и (18) заключается в ограничении предельных деформаций сдвига, т.е. при $\varepsilon_i = \varepsilon_u$ функция $\left(\frac{\varepsilon_i}{{\varepsilon_i}^n + \varepsilon_\text{p}}\right) \cong 1$ и возможность учета влияния среднего нормального напряжения p:

$$q_i = (ptg\varphi)\left(\frac{\varepsilon_i}{{\varepsilon_i}^n + \varepsilon_\text{p}}\right), \quad q_i = \left(\frac{p}{p_p}\right) G_1 \varepsilon_i \ , \tag{19}$$

где $G_1 = \frac{p_p}{\varepsilon_g}$.

Графическое изображение функции изменения сдвиговых напряжений q (18) при $\varepsilon_i \ge \varepsilon_p$ представлено на графике (рис. 7).

В следующем варианте рассмотрен метод, полученный по аналогии с диаграммой «шатра» Cam Clay [2]. В предложенной авторами модели определение границы текучести и прочности грунта выражено в виде относительной функции, зависящей от коэффициента, характеризующего границу поверхности текучести грунта при сжатии $k_p=(p_p/p)$ и коэффициента, характеризующего критерий прочности $k_q = (q_u/q)$. При $k_q = 1$ прочность грунта считается преодолённой (2). Поэтому график зависимости $q = f(\text{p})$, в отличие от [2], строится в единичных координатах (рис. 8.). График на границе $p = p_p$ делится на две области: первая(I) − характеризует область разгрузки нормальных напряжений $p \le p_p$; вторая (II) − область сжатия $p > p_p$. Первая область (I) используется при решении задач разгрузки $q^* = f(p^*)$ (21) грунтовых вод, сейсмических воздействий и пр.). Вторая область (II) в задачах нагружения, например, нагружения основания штампами. В диаграмме (рис. 8) направления 1-5 характеризуют траекторию нагружений, направления 1 и 2 характеризуют увеличение объёмных деформаций сверх природных (возведения сооружений, понижение порового давления и пр.), направления 3 и 4 характеризует чистый сдвиг и сдвиг при разгрузке и направление 5 – сдвиг при разгрузке объёмных напряжений. Таким образом, представленный график, в зависимости от поставленной задачи, нацелен на решение различных задач механики грунтов. На рис.9 представлен график $q = f(\text{p})$, характеризующий упруго-пластичную модель грунта (22). В соответствии с этой моделью область I делится на две части 3 − упругую и 4 − пластичную (нелинейную) части. В отличии от модели [2, 4] граница 1 не пересекает линию предельной огибающей.

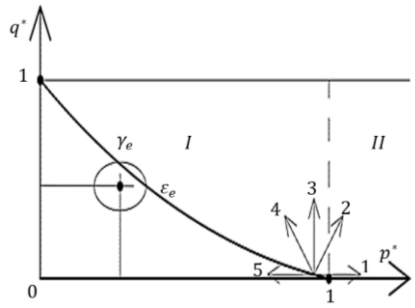


Рис.8. Диаграмма поверхности текучести в относительных координатах

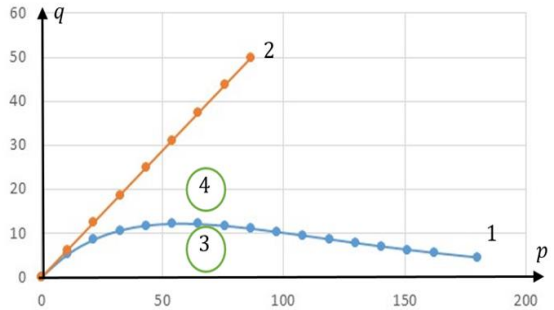


Рис. 9. График, характеризующий поверхность текучести, предложенный авторами: 1 − граница текучести (22), 2 – предел прочности; 3,4 − области упругих и упруго-пластических деформаций

Ниже рассмотрим основные аспекты этой модели для решения задач, связанных с сдвиговыми процессами, т.е. в области I. На рис. 9 представлен график модели.

В соответствии с этой моделью определение границы текучести и прочности грунта выражено в виде экспоненциальной функции следующего вида:

$$F(p,q)=0 \quad . \tag{20}$$

$$q^{*}=\frac{q}{q_u}=EXP\left[-\pi\left(\frac{p_i}{p_p}\right)\right] \ , \tag{21}$$

где $k_q=q_i/q_u=tg\varphi p_i/q_u)$ − переменный коэффициент, характеризующий границу поверхности текучести при сдвиге по отношению к предельным напряжениям. При $0\le q_i\le q_p$ деформации являются упругими, при $q_p\le q_i<q_u$, − пластическими; $k_p=\frac{p_i}{p_p}$ − коэффициент, характеризующий границу поверхности текучести грунта при сжатии; $0\le p\le p_p$ − область упругих деформаций.

Из выражения (21) определим функцию, характеризующую границу пластических сдвиговых напряжений

$$q_{\text{p}}=p_i\ tan\varphi\ EXP\left[-\pi\left(\frac{p_i}{p_p}\right)\right] \tag{22}$$

В выражении (22) величина $0<EXP\left[-\pi\left(\frac{p_i}{p_p}\right)\right]<1$ также, как и (5), характеризует влияние объёмных сил и имеет затухающий характер (Рис. 8).

Основная отличительная особенность этой модели от выше рассмотренных заключается в том, что поверхность текучести во всей области изменения нормальных напряжений $\left(\frac{p_i}{p_p}\right)$ располагается ниже предельной и зависит от отношения $\left(\frac{q}{q_u}\right)$. Это позволяет в качестве критерия в уравнении использовать не приведённую величину прочности М, а реальные модели прочности Кулона или Кулона-Мора.

Характерные графики траектории нагружения.

При решении геотехнических задач важное значение имеют так называемые «характерные пути нагружения». Учитывая различный характер деформирования и прочности грунтов при использовании упруго-пластических моделей грунт по разному сопротивляется общему тензору напряжений σ_{ij}

$$\begin{Bmatrix}\sigma_Z & \tau_{zx}\\ \tau_{xz} & \sigma_x\end{Bmatrix}=\begin{Bmatrix}\sigma & 0\\ 0 & \sigma\end{Bmatrix}+\begin{Bmatrix}\sigma_Z-\sigma & \tau_{zx}\\ \tau_{xz} & \sigma_x-\sigma\end{Bmatrix} \tag{20}$$

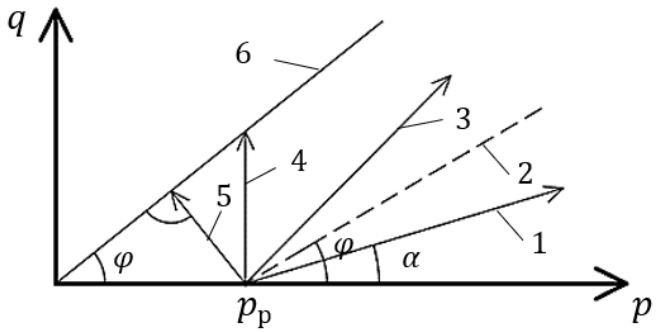


Рис.10. Графики траектории нагружения. Преобладание объемных деформаций над сдвиговыми: 3, 4, 5 − преобладание сдвиговых деформаций над объемными; 2 − граничная область

Первый тензор характеризует объёмные напряжения, а второй − сдвиговые и называется девятерным. В рассматриваемом случае эти обобщённые напряжения выражены через соотношения *p* и *q*, характеризующие траектории нагружения. На рис. 10 представлены наиболее характерные схемы таких траекторий. Здесь все точки, лежащие на оси «*p*», ха-

рактеризуют объёмные гидростатические $p \geq 0$ и q=0. Траектория 1, в зависимости от соотношения $q/(p-p_c) \leq tg\varphi$, характеризует преобладание объёмных деформаций над сдвиговыми. В этом случае характер деформаций, в том числе и объёмных, является затухающим (8). При $q/(p-p_c) > tg\varphi$ – сжатие со сдвигом, график завершается разрушением (рис. 5,а); 4 − траектория чистого сдвига $p = const$ и $q > 0$ и наконец наиболее короткий путь к разрушению − 5 выполняется при условии $q/(p-p_c) = tg\left(\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}\right)$. Во всех траекториях, кроме 1, идёт накопление пластических объёмных и сдвиговых деформаций, завершающихся сдвигом. Таким образом, можно сделать важный вывод о том, что рассмотренные выше модели справедливы, кроме случая 1. В расчётах такие точки в массиве должны отражаться отдельно.

Заключение.

1. Известно, что объёмные деформации в общей сложности являются нелинейными затухающими и традиционно описываются логарифмической функцией (8). Упругую часть деформаций на всем протяжении деформирования можно принимать как постоянную, определяемую по результатам компрессионных или трёхосных испытаний. Для грунтов модуль упругой объёмной (компрессионной) деформации превышает в 15-20 раз модуль, полученный по ветке нагружения. Объёмные деформации предлагается определять по двухпараметрическим уравнениям вида (5) и (16).

2. Известно, что сдвиговые деформации, в отличие от объёмных, также являются нелинейными, не затухающими и существенно зависят от величины нормальных (объёмных) напряжений. Характер развития пластических и упругих деформаций в этом случае является сложным. По этой причине они описываются на основе различных теорий и моделей.

3. Учитывая, что пластическая часть сдвиговых деформаций значительно превышает упругие и имеет прогрессирующий характер, их математическую модель можно принять в виде нелинейных функций (13 и 19). Причём упругие деформации на всем протяжении изменения нормальных и сдвиговых напряжений подчиняются линейному закону (2).

4. В качестве предела текучести $\varepsilon_{i\text{т}}$ в обоих видах деформирования принимается линеализированная часть графика $\varepsilon_{i\text{т}} = f(q,p)$. Кривые сдвиговых деформаций $\varepsilon_i = f(q)$, полученные для различных нормальных напряжений для дальнейшего их использования приводятся к единому обобщённому графику (рис. 3).

5. Основной отличительной особенностью предложенной модели (21, 22) от известных является то, что поверхность текучести во всей области изменения нормальных напряжений $(p_p/\text{р})$ располагается ниже предельной и зависит от отношения (q_u/q_p). Вторая отличительная особенность этой модели заключается в том, что график, характеризующий поверхность текучести, построен в обобщённых координатах (Рис. 8,9).

6. Во всех траекториях, кроме 1, идёт накопление пластических объёмных и сдвиговых деформаций, завершающееся сдвигом. Для этого случая точки в массиве с таким напряженным состоянием должны в расчётах отражаться отдельно.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Ильюшин А.А.* Пластичность. Москва. Гостехиздат, 1948, −376 с.

[2] *Roscoe K. H., Burland J. B.* On the generalized Stress-Strain Behaviour of «Wet» Clay // Cambridge Univ. press. Heyman, Leskie, Eds. 1968.

[3] *Teruo Naka, Masaya Hinokioi.* A simple elastoplastic model for normally and over consolidated soils with unified material parameters. Soils and foundations. 2004, Vol. 44, No.2, pp. 53-70.

[4] *Khasanov A.Z., Khasanov Z.A.* Experimental and Theoritical Study of Strength and Stability of Soil // Taylor & Francis Group Boca Raton London, New York Leiden Balkema book, 2020.

[5] *Khasanov A.Z., Khasanov Z.A.* Strength and stability of soils / Ed. SamSU. Samarkand. 2021.

[6] *Шашкин А.Г., Шашкин К.Г.* Упруго-вязко-пластическая модель структурно-неустойчивого глинистого грунта / Развитие городов и геотехническое строительство. Санкт-Петербург. Изд-во «Георекострукция-Фундаментпроект», 2005, № 9, С. 221-228.

[7] PLAXIS. Finite element code for soil and rock analyses. Rukovodstvo pol'zovatelia. 3D Foundation Versiia 2.

[8] *Schanz T., Vermeer P.A.* On the stiffness of sands // Geotechnique. 1998, Vol. 48, pp. 383-387.
[9] *Schanz T., Vermeer P.A., Bonnier P.G.* The hardening soil model: formulation and verification / Proceedings of the International Plaxis symposium “Beyond 2000 in computational geotechnics”: Rotterdam. Balkema, 1999. P. 281-296.
[10] *De Vos M., Whenham V.* Innovative design methods in geotechnical engineering. Belgium, 2006. –90 p. URL: http://www.geotechnet.org/wp3.
[11] *Brinkgreve R.B.J. et al.* PLAXIS, 2D Version 8. –Balkema, 1997. – 200 p. URL: http://www.plaxis.nl/index.php?cat=manuals&mouse=Plaxis%20V8.
[12] *Болдырев Г.Г.* Устойчивость и деформируемость оснований анкерных фундаментов. Москва. Стройиздат, 1987. – 80 с. URL: http://geoteck.ru/publications/public1/.
[13] *Schanz T.* Zur Modellierung des mechanischen Verhaltens von Rei bungsmaterialien / Mitt. Inst. fur Geotechnik 45. Universitat Stutt gart. Stuttgart, 1998. S. 152.
[14] *Schanz T., Vermeer P.A., Bonnier P.G.* The Hardening Soil Model: Formulation and verification / Beyond 2000 in Computational Ge otechnics. Balkema, Rotterdam, 1999. P. 281–290.
[15] *Duncan J.M., Chang C.Y.* Nonlinear analysis of stress and strain in soils // ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundations Divi sion. 1970, No. 96 (SM5), pp.1629–1653.
[16] *Brinkgreve R.B.J.* Selection of soil models and parameters for geo technical engineering application // Soil Constitutive Models: Evalu ation, Selection, and Calibration. Ed. J.A. Yamamuro, V.N. Kaliakin. –American Society of Civil Engineers, 2005, Vol. 128. P. 69-98.
[17] *Wehnert M.* Ein Beitrag zur drainierten und undrainierten Analyse in der Geotechnik // Mitt. Inst. fur Geotechnik 53. Universitat Stuttgart. Stuttgart, 2006. – 167 s.
[18] *Ohde J.* Zur Theorie der Druckverteilung im Baugrund // Der Bau ingenieur. 1939, Vol. 20, pp. 451-453.
[19] *Bolton M.D.* The strength and dilatancy of sands // Geotechnique. 1986, No. 36 (1), pp. 65-78. URL: http://wwwciv.eng.cam.ac.uk/ge otech_new/people/bolton/14Geotechnique(36) 65–78.pdf.
[20] *Vermeer P.A., De Borst R.* Nonassociated plasticity for soils, concrete and rock // Heron. 1984, № 29 (3), p.62.
[21] *Строкова Л.А.* Определение параметров для численного моделирования поведения грунтов. Мюнхен, Германия. Технический университет.

Дата поступления
12.02.2024

Хасанов А.З., Хасанов З.А. Грунтларни механик хусусиятларини ночизиқли эластик-пластик моделлар ердамида аниқлаш.

Аннотация. *Мақола грунтлар механикаси моделларига мансуб бўлиб муҳитнинг ҳисобий деформацияларини, унинг мустаҳкамлиги ва турғунлиги масалаларини саноқли усуллар билан ечишга қаратилган. Маълумки грунтлар учун Кулон-Мор, Cam-Clay ва бошқа ночизиқли эластик-пластик моделларида ҳисоблаш усуллари кенг тарқалган. Мақолада шу ва бошқа шунга ўхшаш моделлар, грунтлардаги эластик ва қолдиқ пластик хусусиятларни аниқлашга қаратилган масалалар кўрилган. Таклиф қилинаётган модел сиқилиш ва силжиш деформацияларни алоҳида ва биргаликда аниқлашга қаратилган. Мақолада, шунингдек умумлаштирилган координаталарда грунтнинг ҳажмий ва силжиш деформацияларини аниқлашга қаратилган янги ночизиқли модел таклиф қилинган ва унинг механик хусусиятларини аниқлаш усуллари ёритилган.*

Калит сўзлар: *Грунтнинг эластик-пластик модели; грунтлар механикасининг ночизиқли эластик-пластик масалаларни ечиш усули.*

Khasanov A.Z., Khasanov Z.A. Mechanical properties of soil using nonlinear elastic-plastic models.

Abstract. *The paper gives an overview of deformation models of soil characterizing its nonlinear mechanical properties under compaction and shear. Such models are widely used in calculations of deformability, strength and stability using numerical methods and program complexes. It is known that linear and nonlinear elastic-plastic models with theCoulomb-Mohr's strength criterion, Cam-Clay models, models with double hardening, etc. are widely used nowadays. The analysis of applicability of the models to describe the behavior of soil under loading and unloading conditions is performed. This model assumes separate description of general compaction and shear deformations and differs from the known ones by the fact that generalized deformations are taken as a basis, and elastic deformations as separate, subject to addition or subtraction from the general ones. The article also presents a spherical model in generalized coordinates recommended by the authors, which characterizes the nonlinear behavior of soil under loading and unloading.*

Keywords: *Elastic-plastic model of soil; methods of solving nonlinear elastic-plastic problems of soil mechanics.*

УДК 539.3

К РЕШЕНИЮ ЗАДАЧИ О ПРОДОЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЯХ МНОГОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЙ НА ОСНОВЕ ПЛАСТИНЧАТОЙ МОДЕЛИ

Усаров М.К., Исаев Г.У., Шамсиев Д.К.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им.М.Т.Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан,
E-mail: shamsiyevdilshod.1993@mail.ru

Аннотация. *В рамках бимоментной теории толстых пластин предложена пространственная динамическая континуальная модель высотных зданий при продольном сейсмическом воздействии. Предложены формулы для определения приведенных модулей упругости и плотности. Были рассчитаны значения собственной частоты и перемещений высотных зданий.*

Ключевые слова: *сейсмическая нагрузка; продольные колебания; многоэтажное здание; бимоментная теория; пластинчатая модель; уравнения движения; перемещения; напряжения; сила; момент; метод сеток.*

Введение. В последние годы в различных сейсмоактивных зонах нашей республики возводились многочисленные многоэтажные и высотные здания. Теория сейсмостойкости зданий и сооружений развивается в качестве одного из актуальных направлений строительной механики. Существуют многочисленные исследования, посвященные развитию теории сейсмостойкости.

Работа [1] посвящена статическому учету высших форм колебаний в задачах динамики строительных конструкций при внешней гармонической нагрузке. С помощью вычислительного комплекса определялись перемещения узлов и внутренние силы в элементах рассматриваемых конструкций. В [2] проанализированы данные о механизме образования и разрушения волн цунами, обобщены рекомендации по цунамистойкому строительству. Было предложено решение для смягчения ущерба от сильных землетрясений и высоких волн цунами.

В [3] разработана методика расчета динамического коэффициента с учетом упругопластических деформаций арматуры железобетонной конструкции. Рассмотрены примеры расчета зданий с учетом разрушения колонн. В [4], [5] рассмотрены динамические характеристики и колебания, различных осесимметричных и плоских конструкций с учетом различной геометрии, пространственных факторов и неупругих свойств материалов.

В статье [6] представлена технология производства строительной керамики на основе анортита с использованием полусухого прессования порошка, основанного на спекании сырьевой смеси, состоящей из легкоплавкой глины и доменного шлама (BFS) в различных пропорциях. В статье [7] рассмотрены основания зданий и сооружений из слабовязкоупругих грунтов и даны особенности теоретического обоснования их деформаций. Необходимость данного исследования обусловлена несоответствием между теорией фильтрационного уплотнения, полевыми и лабораторными экспериментами.

Разработаны различные методики расчета зданий и сооружений на сейсмические воздействия с учетом важных факторов сейсмической нагрузки, грунтовых условий местности и конструктивных особенностей конструкций зданий. К таким исследованиям относятся работы авторов [8, 9].

Статьи [10,11] посвящены динамическому расчету коробчатой конструкции зданий на сейсмостойкость с учетом пространственной работы коробчатых элементов под действием динамического воздействия. Разработаны математическая модель и численно-аналитический метод решения задачи динамики методом конечных разностей и расширения решения по формам собственных колебаний в пространственной постановке элементов коробчатых конструкций при кинематическом воздействии.

В работах [12-14] предложена континуальная пространственная пластинчатая модель многоэтажного здания, разработанная в рамках бимоментной теории толстых пластин, описывающей продольно-сдвиговые сейсмические колебания многоэтажных зданий.

Статья [15] посвящена решению задачи о поперечных колебаниях многоэтажного здания в рамках пространственной модели многоэтажных зданий при сейсмическом воздействии с использованием явной схемы метода конечных разностей. В качестве динамической модели многоэтажного здания предлагается континуальная модель в виде ортотропной пластины, которая разработана в рамках трехмерной теории упругости и учитывает не только традиционные силы и моменты, но и бимоменты.

В данной статье предложена пространственная континуальная пластинчатая динамическая модель. Многоэтажное здание моделируется как континуальная толстая пластина. Сейсмические колебания здания моделируются движением толстой анизотропной консольной пластины, деформирование которой описывается на основе бимоментной теории толстых пластин. Данная модель рассматривается как наиболее подходящая модель многоэтажного здания, пригодная для динамического пространственного расчета на сейсмостойкость зданий при сейсмических воздействиях.

Приведенная плотность здания и модуль упругости пластинчатой модели согласно методике [15] определяются по следующей формуле:

$$m_{\text{пр}} = \rho_{\text{пл}} V_1 = \rho_{\text{пр}} V_0 . \tag{1}$$

Здесь V_1 – объем плиты, образующей один этаж здания; V_0 – объем одного этажа здания.

С учетом геометрических параметров рассматриваемого здания для вычисления этих объемов получим следующие формулы:

$$V_0 = ab_1 H,\ V_1 = ab_1 h_2 + (n-2) H b_1 h_2 + aHh_2, \tag{2}$$

где $a,\ H$ – длина и ширина здания; b_1 – высота одного этажа здания; k – количество внутренних поперечных стен здания; h_1 – толщина внешних несущих стен; h_2 – толщина внутренних стен; $h_{пер}$ – толщина перекрытия.

В общем случае, приведенные упругие характеристики и плотность здания определяются по следующим формулам:

$$\begin{aligned} &E_1^{\text{пр}} = \zeta_{11} E_0,\ \ E_2^{\text{пр}} = \zeta_{22} E_0,\ \ E_3^{\text{пр}} = \zeta_{33} E_0, \\ &G_{12}^{\text{пр}} = \zeta_{12} G_0,\ \ G_{13}^{\text{пр}} = \zeta_{13} G_{пер},\ G_{23}^{\text{пр}} = \zeta_{23} G_2,\ \ \rho_{\text{пр}} = \rho_0 \varsigma_0 . \end{aligned} \tag{3}$$

Следует отметить, что значения коэффициентов $\xi_{11},\ \xi_{22},\ \xi_{33},\ \xi_{12},\ \xi_{13},\ \xi_{23},\ \zeta_0$ для каждой ячейки (комнаты) дискретной части здания определяются в виде функций двух пространственных переменных, $E_0,\ G_0$ – модули упругости и сдвига самой прочной несущей панели ячейки дискретной части здания, $G_{пер}$ – модуль сдвига перекрытия здания; G_2 – модуль сдвига внутренних поперечных межкомнатных стен.

Запишем формулы для определения коэффициентов $\xi_{11},\ \xi_{22},\ \xi_{33},\ \xi_{12},\ \xi_{13},\ \xi_{23},\ \zeta_0$ приведенных модулей упругости:

$$\begin{aligned} &\xi_{11} = \alpha \frac{S_{11}}{S_{01}},\ \ \xi_{22} = \alpha \frac{S_{22}}{S_{02}},\ \ \xi_{33} = \alpha \frac{S_{33}}{S_{03}},\ \xi_{12} = \alpha \frac{S_{12}}{S_{01}}, \\ &\xi_{13} = \alpha \frac{h_{пер}}{b_1} \lambda^*,\ \ \xi_{23} = \alpha \frac{h_2}{a_1},\ \ \zeta_0 = \frac{V_1}{V_0}. \end{aligned} \tag{4}$$

Здесь λ^* – коэффициент, характеризующий пустоты в поперечном сечении плиты перекрытия. Коэффициент α определяется в зависимости от ячеистой структуры конструкции здания;

S_{01}, S_{02}, S_{03} – площади поперечных сечений здания в трех координатных плоскостях одного этажа здания:

$$S_{01} = E_0 b_1 H, \quad S_{02} = E_0 a H, \quad S_{03} = E_0 a b_1, \tag{5}$$

S_{11}, S_{22}, S_{33} – суммарные площади поперечных сечений плит в координатных плоскостях, образующих один этаж здания. В зависимости от размеров плит, комнат и самого здания, вышеприведенные площади определяем, используя методику, представленную в [15], в следующем виде:

$$\begin{aligned} &S_{11} = b_1 h_2 E_b^{(2)} + H h_{пер} E_{пер}, \quad S_{12} = b_1 h_2 E_b^{(2)}, \\ &S_{22} = a h_2 E_b^{(2)} + (k-2) H h_2 E_b^{(2)}, \quad S_{33} = a h_2 E_b^{(2)} + (k-2) b_1 h_2 E_b^{(2)}. \end{aligned} \tag{6}$$

Здесь $E_b^{(2)}$ – модуль упругости внутренних межкомнатных стен; $E_{пер}$ – модуль упругости перекрытия.

При определении приведенных модулей упругости и сдвига наружных стен, с учетом оконных проемов применим методику, приведенную в [16] в виде приближенных формул:

$$E_1^{прив} = E_1\left(1-\frac{\eta}{\eta_0}\right), \; E_2^{прив} = E_2\left(1-\frac{\eta}{\eta_0}\right), \quad G_{12}^{прив} = G_{12}\left(1-\frac{\eta}{\eta_0}\right), \quad G_{13}^{прив} = G_{13}\left(1-\frac{\eta}{\eta_0}\right). \tag{7}$$

где E_1, E_1, G_{12}, G_{13} – модули упругости и сдвига наружных стен, η, η_0 – постоянные коэффициенты.

Полученные формулы представляют собой значения приведенных модулей упругости рассматриваемой пластинчатой модели здания.

Формулы (1) – (7) определяют приведенные модули упругости дискретной части пластинчатой модели здания. Согласно этим формулам, приведенные модули упругости меньше модуля упругости панелей в 8-30 раз, а приведенная плотность пластинчатой модели дискретной части здания в 7-20 раз меньше плотности материала панелей. Такое расхождение модулей объясняется наличием большого числа пустот ячеистой структуры здания.

Постановка задачи. Продольные колебания многоэтажного здания в рамках пластинчатой модели рассматриваются в декартовой координатной системе x_1, x_2 и z. Начало координат расположено в нижнем левом углу срединной поверхности континуальной пластинчатой модели многоэтажного здания. Направим оси OX_1 и OX_2 по длине и высоте, а ось OZ – вдоль толщины (ширины здания) пластинчатой модели.

Задача о продольных колебаниях многоэтажного здания в рамках бимоментной теории пластинчатых сооружений состоит из двух уравнений относительно продольных и тангенциальных усилий и четырех дополнительно построенных уравнений бимоментов относительно девяти неизвестных кинематических функций:

$$\begin{aligned} &\overline{u}_k = \frac{u_k^{(+)} + u_k^{(-)}}{2}, \quad \overline{\psi}_k = \frac{1}{2h}\int_{-h}^{h} u_k dz, \quad \overline{\beta}_k = \frac{1}{2h^3}\int_{-h}^{h} u_k z^2 dz, \quad (k = 1,2), \\ &\overline{W} = \frac{u_3^{(+)} - u_3^{(-)}}{2}, \quad \overline{r} = \frac{1}{2h^2}\int_{-h}^{h} u_3 z dz, \quad \overline{\gamma} = \frac{1}{2h^4}\int_{-h}^{h} u_3 z^3 dz. \end{aligned} \tag{8}$$

Усилия N_{11}, N_{12}, N_{22} от напряжений σ_{11}, σ_{12}, σ_{22} определены выражениями:

$$N_{11} = E_{11}H\frac{\partial\overline{\psi}_1}{\partial x_1} + E_{12}H\frac{\partial\overline{\psi}_2}{\partial x_2} + 2E_{13}\overline{W},$$
$$N_{22} = E_{12}H\frac{\partial\overline{\psi}_1}{\partial x_1} + E_{22}H\frac{\partial\overline{\psi}_2}{\partial x_2} + 2E_{23}\overline{W},\ N_{12} = N_{21} = G_{12}\left(H\frac{\partial\overline{\psi}_2}{\partial x_1} + H\frac{\partial\overline{\psi}_2}{\partial x_1}\right). \quad (9)$$

Бимоменты, порождаемые при продольных колебаниях пластинчатой модели здания, T_{11}, T_{22}, T_{12} от напряжений σ_{11}, σ_{12}, σ_{22} определены в виде:

$$T_{11} = H\left(E_{11}\frac{\partial\overline{\beta}_1}{\partial x_1} + E_{12}\frac{\partial\overline{\beta}_2}{\partial x_2} + E_{13}\frac{2\overline{W} - 4\overline{r}}{H}\right),$$
$$T_{12} = T_{21} = HG_{12}\left(\frac{\partial\overline{\beta}_2}{\partial x_1} + \frac{\partial\overline{\beta}_1}{\partial x_2}\right),\quad T_{22} = H\left(E_{12}\frac{\partial\overline{\beta}_1}{\partial x_1} + E_{22}\frac{\partial\overline{\beta}_2}{\partial x_2} + E_{23}\frac{2\overline{W} - 4\overline{r}}{H}\right). \quad (10)$$

Интенсивности поперечных бимоментов, порождаемые при продольных колебаниях пластинчатой модели здания, $\overline{p}_{13}$, $\overline{p}_{23}$ и $\overline{\tau}_{13}$, $\overline{\tau}_{23}$ от касательных напряжений σ_{13}, σ_{23} построены в виде следующих выражений:

$$\overline{p}_{k3} = G_{k3}\left(\frac{\partial\overline{r}}{\partial x_k} + \frac{2(\overline{u}_k - \overline{\psi}_k)}{H}\right),\quad \overline{\tau}_{k3} = G_{k3}\left(\frac{\partial\overline{\gamma}}{\partial x_k} + \frac{2(\overline{u}_k - 3\overline{\beta}_k)}{H}\right),\quad (k = 1,2). \quad (11)$$

Для интенсивности бимоментов $\overline{p}_{33}$ и $\overline{\tau}_{33}$ от нормального напряжения σ_{33} имеем следующие уравнения:

$$\overline{p}_{33} = E_{31}\frac{\partial\overline{\psi}_1}{\partial x_1} + E_{32}\frac{\partial\overline{\psi}_2}{\partial x_2} + E_{33}\frac{2\overline{W}}{H},\quad \overline{\tau}_{33} = E_{31}\frac{\partial\overline{\beta}_1}{\partial x_1} + E_{32}\frac{\partial\overline{\beta}_2}{\partial x_2} + E_{33}\frac{2\overline{W} - 4\overline{r}}{H}. \quad (12)$$

Система уравнений движения пластинчатой модели здания относительно продольных и тангенциальных усилий, порождаемых при продольных колебаниях пластинчатой модели здания, построены в виде:

$$\frac{\partial N_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial N_{12}}{\partial x_2} = \rho H\ddot{\overline{\psi}}_1,\quad \frac{\partial N_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial N_{22}}{\partial x_2} = \rho H\ddot{\overline{\psi}}_2. \quad (13)$$

Следует отметить, что система двух уравнений (15) содержит три неизвестные функции $\overline{\psi}_1$, $\overline{\psi}_2$, $\overline{W}$.

Для определения продольных и тангенциальных бимоментов, порождаемых при продольных колебаниях пластинчатой модели здания, также построены два уравнения движения в виде:

$$\frac{\partial T_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial T_{12}}{\partial x_2} - 4\overline{p}_{13} = \rho H\ddot{\overline{\beta}}_1,\quad \frac{\partial T_{12}}{\partial x_1} + \frac{\partial T_{22}}{\partial x_2} - 4\overline{p}_{23} = \rho H\ddot{\overline{\beta}}_2. \quad (14)$$

Построены ещё два уравнения движения пластин относительно интенсивности поперечных бимоментов, отсутствующие в традиционной теории пластин, в следующем виде:

$$\frac{\partial\overline{p}_{13}}{\partial x_1} + \frac{\partial\overline{p}_{23}}{\partial x_2} - \frac{2\overline{p}_{33}}{H} = \rho\ddot{\overline{r}},\quad \frac{\partial\overline{\tau}_{13}}{\partial x_1} + \frac{\partial\overline{\tau}_{23}}{\partial x_2} - \frac{6\overline{\tau}_{33}}{H} = \rho\ddot{\overline{\gamma}}, \quad (15)$$

Три недостающих кинематических уравнения движения пластинчатой модели при продольных колебаниях многоэтажного здания, которые определяют обобщенные перемещения $\overline{u}_1$, $\overline{u}_2$, $\overline{W}$, перепишутся в следующем виде:

$$\overline{u}_k = \frac{1}{4}\left(21\overline{\beta}_k - 3\overline{\psi}_k\right) - \frac{1}{20}H\frac{\partial\overline{W}}{\partial x_k},\quad (k = 1,2), \quad (16)$$

$$\overline{W} = \frac{1}{2}\left(21\overline{\gamma} - 7\overline{r}\right) - \frac{1}{30}H\left(\frac{E_{31}}{E_{33}}\frac{\partial\overline{u}_1}{\partial x_1} + \frac{E_{32}}{E_{33}}\frac{\partial\overline{u}_2}{\partial x_2}\right). \quad (17)$$

Запишем граничные условия для рассматриваемой задачи колебаний многоэтажных зданий. При описании граничных условий для уравнений продольных колебаний зданий (16)-(17) введем интенсивности бимоментов [15] $\overline{\sigma}_{11}$, $\overline{\sigma}_{22}$, $\overline{\sigma}_{12}$, $\overline{\sigma}^{*}_{11}$, $\overline{\sigma}^{*}_{22}$, которые определяются по следующим формулам:

$$\overline{\sigma}_{11}=\left(E_{11}-\frac{E_{13}}{E_{33}}E_{31}\right)\frac{\partial\overline{u}_1}{\partial x_1}+\left(E_{12}-\frac{E_{13}}{E_{33}}E_{32}\right)\frac{\partial\overline{u}_2}{\partial x_2},$$
$$\overline{\sigma}_{22}=\left(E_{21}-\frac{E_{23}}{E_{33}}E_{31}\right)\frac{\partial\overline{u}_1}{\partial x_1}+\left(E_{22}-\frac{E_{23}}{E_{33}}E_{32}\right)\frac{\partial\overline{u}_2}{\partial x_2},\quad \overline{\sigma}_{12}=G_{12}\left(\frac{\partial\overline{u}_1}{\partial x_2}+\frac{\partial\overline{u}_2}{\partial x_1}\right). \tag{18}$$

На основе закона Гука и выражений (18) получим следующие выражения для бимоментов $\overline{\sigma}^{*}_{11}$, $\overline{\sigma}^{*}_{22}$:

$$\overline{\sigma}^{*}_{11}=-E_{11}H\frac{\partial^2\overline{W}}{\partial x_1^2}-E_{12}H\frac{\partial^2\overline{W}}{\partial x_2^2}+E_{13}\frac{60\left(7\overline{W}+42\bar{r}-105\bar{\gamma}\right)}{H},$$
$$\overline{\sigma}^{*}_{22}=-E_{12}H\frac{\partial^2\overline{W}}{\partial x_1^2}-E_{22}H\frac{\partial^2\overline{W}}{\partial x_2^2}+E_{23}\frac{60\left(7\overline{W}+42\bar{r}-105\bar{\gamma}\right)}{H}. \tag{19}$$

В основании пластинчатой модели многоэтажного здания граничные условия для изгибно-сдвиговых колебаний имеют вид:

$$\overline{\psi}_1=u_0(t),\ \overline{\psi}_2=0,\ \overline{\beta}_1=\frac{1}{3}u_0(t),\ \overline{\beta}_2=0,\ \overline{u}_1=u_0(t),\ \overline{u}_2=0,\ \bar{r}=0,\ \bar{\gamma}=0,\ \overline{W}=0. \tag{20}$$

Здесь $u_0(t)$ – закон движения основания.

На свободных боковых гранях здания имеем условия равенства нулю сил, моментов, бимоментов и силовых факторов:

$$N_{11}=0,\ N_{12}=0,\ T_{11}=0,\ T_{12}=0,\ \bar{p}_{13}=0,\ \bar{\tau}_{13}=0,\ \overline{\sigma}_{11}=0;\ \ \overline{\sigma}_{12}=0\ \ \overline{\sigma}^{*}_{13}=0. \tag{21}$$

На свободной верхней грани здания имеем условия:

$$N_{12}=0,\ N_{22}=0,\ T_{12}=0,\ T_{22}=0,\ \bar{p}_{23}=0,\ \bar{\tau}_{23}=0,\ \overline{\sigma}_{12}=0;\ \overline{\sigma}_{22}=0\ \ \overline{\sigma}^{*}_{23}=0. \tag{22}$$

Начальные условия задачи принимались нулевыми.

Предполагается, что сейсмическое движение грунта происходит по длине здания. Исходя из этого соображения, внешнее сейсмическое воздействие задается, как ускорение основания $\ddot{u}_0(t)$ в виде:

$$\ddot{u}_0(t)=a_0\cos(\omega_0 t), \tag{23}$$

где $a_0=k_c g$ и $\omega_0=2\pi\nu_0$ – соответственно максимальное ускорение и круговая частота грунтового основания, k_c и ν_0 – коэффициент балльности землетрясения и собственная частота внешнего воздействия.

Из выражения ускорения определяются выражения перемещения основания здания в виде

$$u_0(t)=\frac{A_0}{2}(1-\cos(\omega_0 t)). \tag{24}$$

Здесь A_0 – амплитуда перемещения основания.

Амплитуда внешнего воздействия A_0 зависит от балльности землетрясения, которая определяется из условия $A_0\omega_0^2=2k_c g$, где k_c, g – коэффициент сейсмичности и ускорение свободного падения.

Метод решения. Для численного решения поставленной задачи выбран метод конечных разностей. Для аппроксимации производных перемещений по пространственным координатам воспользуемся формулами центральных разностных схем. При этом

$\Delta x_1 = \frac{a}{N}$, $\Delta x_2 = \frac{b}{M}$ – шаг вычисления, N, M – количество делений, Δt – шаг по времени. Шаги вычисления по пространственным координатам и времени выбираем следующим образом:

$$\Delta x_1 = \frac{a}{N},\ \Delta x_2 = \frac{b}{M},\quad c\Delta t \le \min(\Delta x_1, \Delta x_2),$$

где $c = \sqrt{E/\rho}$.

Анализ численных результатов. Приведем результаты расчетов частоты, периодов колебаний и перемещения точек для двадцати-, двадцатичетырех- и двадцативосьмиэтажных зданий при продольных колебаниях, полученных с использованием резонансного метода. Приведем графики изменения обобщенных нормальных и продольных перемещений и напряжений вблизи резонансного режима, из которых определены значения собственных частот. Графики перемещения и напряжения получены при продольных колебаниях многоэтажных зданий в резонансном случае во время землетрясения силой 7 баллов.

Приведем результаты расчетов перемещения и напряжений точек двадцати-, двадцатичетырех- и двадцативосьмиэтажных зданий вблизи состояния биения и резонансного режима.

Сначала приведем результаты расчетов собственных частот, перемещений и напряжений для 24-этажного здания.

С использованием резонансного метода вычислены значения собственной частоты двадцатичетырех этажного здания в зависимости от трех значений ширины здания $H = 18$м, $H = 20$м и $H = 22$м.

На рис. 1 показан графический закон изменения значений нормального перемещения. На рис. 1 показан графический закон изменения значений нормального перемещения ψ_1 от времени t в середине двадцатичетырех этажного здания в резонансном режиме колебаний. Как видно из рис. 1, когда значения частоты внешнего воздействия ν_0 очень близко приближаются к значению собственной частоты p_1, то наблюдается бесконечное увеличение нормального перемещения.

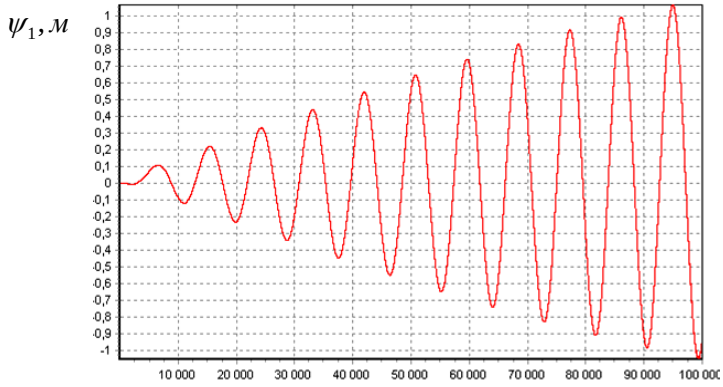


Рис. 1. График изменения нормального перемещения ψ_1 в резонансном случае по времени в середине верхнего уровня двадцатичетырехэтажного здания

На рис. 2 приведен график изменения по времени t максимального нормального напряжения σ_{22} в середине нижней части двадцатичетырехэтажного здания в резонансном состоянии. Как видно из рис.2, когда значения частоты внешнего воздействия ν_0 очень близко приближаются к значению собственной частоты p_1, то наблюдается бесконечное увеличение напряжения σ_{22}.

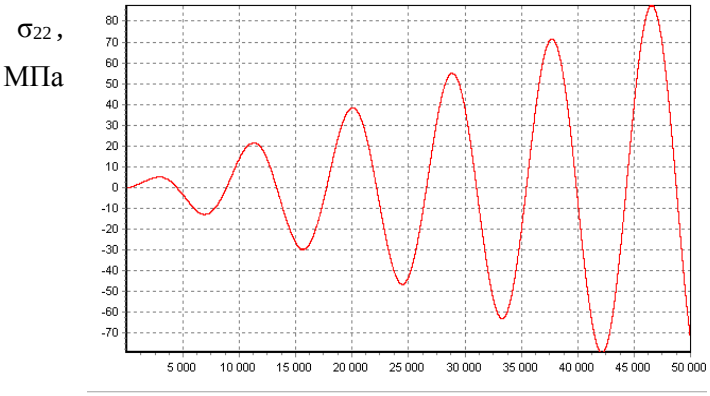


Рис. 2. График изменения нормального напряжения σ_{22} в резонансном случае по времени в середине первого этажа двадцатичетырех этажного здания

На основе резонансного метода найдены первые три значения собственных частот в зависимости от трех значений ширины здания $H = 18$м, $H = 20$м и $H = 22$м:

p_1=1.799 Гц, p_1=1.751 Гц и p_1=1.701 Гц,

соответствующие периоды собственных колебаний:

$T_1=1/p_1=0.556$ с, $T_1=1/p_1=0.571$ с и $T_1=1/p_1=0.588$ с.

В табл.3 приведены первые три значения собственных частот p_1, p_2, p_3 и периоды собственных колебаний T_1, T_2, T_3 двадцати-, двадцатичетырех-, двадцативосьмиэтажных зданий для трех вариантов значений ширины здания Н=18м, Н=20 м, Н=22 м.

Таблица 3

Первые три собственные частоты p_1, p_2, p_3 и периоды собственных колебаний T_1, T_2, T_3 двадцати-, двадцатичетырех- и двадцативосьмиэтажных зданий в зависимости от трех значений ширины здания H

Количество этажей	b, м	H, м	$p_1, Гц$	$p_2, Гц$	$p_3, Гц$	$T_1, сек$	$T_2, сек$	$T_3, сек$
20	72	18	1.921	7.401	15.51	0.521	0.135	0.064
		20	1.849	7.300	15.31	0.541	0.137	0.065
		22	1.801	7.251	15.19	0.555	0.138	0.066
24	75	18	1.799	7.101	14.9	0.556	0.141	0.067
		20	1.751	7.001	14.71	0.571	0.143	0.068
		22	1.701	6.901	14.52	0.588	0.145	0.069
28	84	18	1.401	6.011	13.01	0.714	0.166	0.077
		20	1.351	5.901	12.81	0.740	0.169	0.078
		22	1.301	5.811	12.59	0.769	0.172	0.079

Выполнены расчеты перемещения и напряжений при вынужденных колебаниях при следующих значениях: частота внешнего воздействия $\nu_0 = 2.1$ Гц, период основного тона колебаний $T_0 = 1/\nu_0 = 0.476$ с. Амплитуда внешнего воздействия A_0 для двадцатичетырех этажного здания при восьмибалльном землетрясении $(k_c = 0.2)$ равна

$$A_0 = \frac{2k_c g}{\omega_0^2} = \frac{2k_c g}{(2\pi\nu_0)^2} = \frac{2\cdot 0.1\cdot 9.81}{13.188^2} = 0.01128\text{м}.$$

На рис. 3 приведен график изменения значений нормального перемещения ψ_1 от времени t в середине двадцатичетырехэтажного здания. Как установлено (рис. 3), в середине двадцатичетырёхэтажного здания показатель перемещения φ_1, достигающий значения ψ_1=16 см, является максимальным.

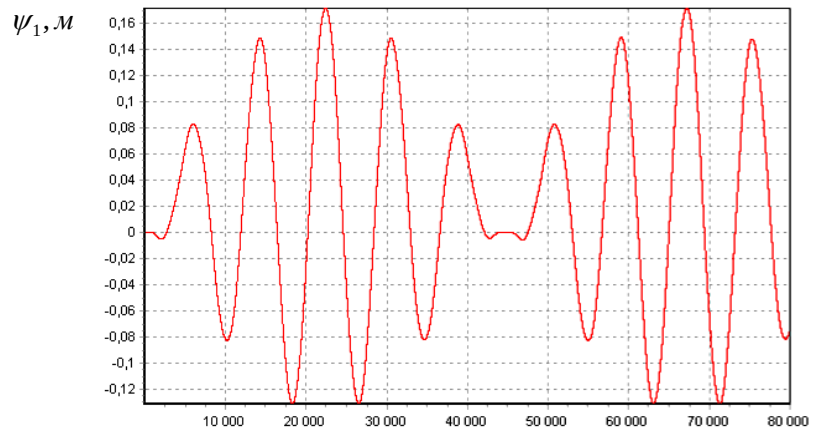


Рис. 3. График изменения перемещения ψ_1 по времени в середине двадцати четырехэтажного здания: H=18м, ν_0 =2.1 Гц

На рис. 4 приведен график, характеризующий изменения максимального нормального напряжения σ_{22} в середине первого этажа двадцатичетырехэтажного здания от времени *t*. Максимальное значение нормального напряжения в средней точке первого этажа двадцатичетырехэтажного здания получилось равным $\sigma_{22} = 25МПа$.

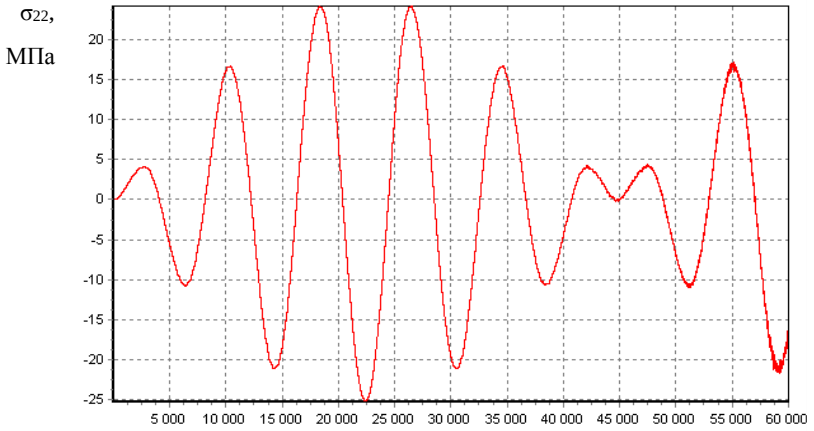


Рис. 4. График изменения нормального напряжения по времени в середине первого этажа двадцатичетырехэтажного здания: H=18м, ν_0 =2.1 Гц

В заключение отметим, что при восьмибальном землетрясении в высотных зданиях появляются большие перемещения. Предлагаемая пластинчатая модель здания правильно отражает форму колебания здания при сейсмических воздействиях.

При реализации численного метода решения поставленной задачи шаги по пространственным координатам заданы: $\frac{c\Delta t}{\Delta x_1} = \frac{c\Delta t}{\Delta x_2} = \frac{1}{4}$.

Выводы и заключение. Предложена пространственная континуальная пластинчатая модель продольных колебаний многоэтажных зданий, разработанная в рамках бимоментной теории толстых пластин. Приведены формулы для определения упругих характеристик пластинчатой модели многоэтажных зданий с учетом конструктивных особенностей.

Разработаны методика, алгоритм и программа численного расчета перемещений многоэтажного здания в рамках пластинчатой модели с использованием явной схемы метода конечных разностей.

Получены численные результаты максимальных значений перемещений на верхнем уровне девяти- и двенадцатиэтажных зданий, для которых определены первые частоты и периоды собственных колебаний. Установлены законы изменения перемещений по времени в виде графиков в состоянии биения и резонансного режима.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Vatin N.I., Kuznetsov V.D., Nedviga E.S.* Installation errors in calculating large-panel buildings // Magazine of civil engineering. 2011. DOI:10.5862/mce.24.3.

[2] *Tyapin A.G.* Calculation of structures for seismic effects, taking into account interaction with a soil base. DIA Publishing House. 2013, −399 p.

[3] *Shehata E. Abdel Raheem.* Evaluation of Egyptian code provisions for seismic design of moment-resisting-frame multi-story buildings // International Journal of Advanced Structural Engineering, a Springer open journal. 2013. pp. 88-102.

[4] *Belash T.A., Yakovlev A.D.* Seismic stability of a tsunami-resistant residential buildings // Magazine of Civil Engineering. 2018. DOI:10.18720/MCE.80.9.

[5] *Ulybin A.V.* Inspection methods of reinforcement parameters of concrete structures // Magazine of Civil Engineering. 2012, No.27(1), pp. 4-13. DOI:DOI: 10.5862/MCE.27.

[6] *Skripnikova N.K., Semenovykh M.A., Shekhovtsov V.V.* Anorthite-based building ceramics // Magazine of Civil Engineering. 2023, No.117(1), Article no. 11706, pp. 69-75. DOI: 10.34910/MCE.117.6

[7] *Maltseva T.V., Trefilina E.R., Saltanova T.V.* Deformed state of the bases buildings and structures from weakviscoelasticsoils // Magazine of Civil Engineering. 2020, No.95(3), pp. 119-130. DOI: 10.18720/MCE.95.11

[8] *Corchete Victor.* The Analysis of Accelerograms for the Earthquake Resistant Design of Structures // International Journal of Geosciences, USA. 2010, pp. 32-37.

[9] *Mohammed S. Al-Ansari.* Reliability Index of Tall Buildings in Earthquake Zones // Open Journal of Earthquake Research, USA. 2013, Vol. 2, pp. 39-46.

[10] *Usarov M., Mamatisaev G., Usarov D.* Calculation of the box structure of large-panel buildings / AIP Conference Proceedings 2612, 040014, 2023. URL: https://doi.org/10.1063/5.0116871.

[11] *Usarov M., Mamatisaev G., Usarov D.* Calculation of compelled fluctuations of panel buildings / E3S Web of Conferences 365CONMECHYDRO - 2022, 02002 (2023). URL: https://doi.org/10.1051/e3sconf/202336502002

[12] *G.I. Mamatisaev, D.K. Shamsiev, Sh.I. Askarhodjaev, M.Sh. Kurbanbaev, J.A. Yarashov*, (2023). To the solution of the problem of longitudinal vibrations of multi-storey buildings on the basis of the plate model E3S Web of Conferences 402, 07018, https://doi.org/10.1051/e3sconf/202340207018

[13] *Usarov Makhamatali, Skripnyak Vladimir, Usanov Furqat, Shamsiyev Dilshod.* Plate model application to tasks about longitudinal oscillations of multi-storey buildings and structures // Journal of Construction and Engineering Technology - JCET 2023, 1, 1; https://doi.org/10.5281/zenodo.10259126

[14] *Усаров М.К.* Бимоментная теория толстых анизотропных пластин. Ташкент. Fan ziyosi, 2022. – 246 с.

[15] *Mirsaidov M., Usarov M.* Bimoment theory construction to assess the stress state of thick orthotropic plates / IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science 614 (2020) 012090//doi:10.1088/1755-1315/614/1/012090

[16] *Корчинский И.Л., Поляков С.В., Быховский Б.А., Дузенкевич С.Ю., Павлик В.С.* Основы проектирования зданий в сейсмических районах. Пособие для проектировщиков. Москва. Госиздат, 1961, –248с.

Дата поступления
12.03.2024

Усаров М.К., Исаев Г.У., Шамсиев Д.К. Пластинасимон моделга асосланган ҳолда бўйлама тебранишлардаги кўп қаватли биноларнинг сейсмик мустаҳкамликка оид масалаларини ечиш.

Аннотация. *Қалин пластиналарнинг бимоментли назарияси доирасида кўп қаватли биноларнинг континуаль фазовий пластинасимон модели доирасида бўйлама сейсмик таъсирлар остидаги биноларни сейсмик мустаҳкамликка ҳисоблашнинг фазовий динамик модели таклиф қилинган. Келтирилган эластиклик модулини аниқлаш учун формулалар берилган. Хусусий частота ва кўчишларнинг қийматлари ҳисобланган.*

Калит сўзлар: *сейсмик юк; бўйлама тебраниш; кўп қаватли бино; бимоментли назария; пластинасимон модель; ҳаракат тенгламалари, кўчиш; кучланиш; куч; момент; тўрлар усули.*

Usarov M.K., Isaev G.U., Shamsiev D.K. To solving the problem of longitudinal vibrations of multi-storey buildings based on a plate model.

Abstract. *Within the framework of the bimoment theory of thick plates, a spatial dynamic continuum model of high-rise buildings under longitudinal seismic impact is proposed. Formulas are proposed for determining the reduced moduli of elasticity and density. The values of natural frequencies and displacements of high-rise buildings were calculated.*

Keywords: *seismic load; longitudinal vibrations; multi-story building; bimoment theory; plate model; equations of motion; displacement; stress; force; moment; mesh method.*

УДК 539.3

ДИНАМИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ НА СЕЙСМОСТОЙКОСТЬ МНОГОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЙ НА ОСНОВЕ КОНТИНУАЛЬНОЙ МОДЕЛИ

Аскарходжаев Ш.И., Усанов Ф.А., Усаров Д.М., Курбанбаев М.Ш.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений имени М.Т.Уразбаева АН РУз, Ташкент, Узбекистан.
E-mail: shuhrat1608@mail.ru

Аннотация. *Статья посвящена разработке пластинчатой континуальной модели многоэтажных зданий в рамках теории Тимошенко, с целью уточнения ее точности при описании динамического поведения многоэтажных зданий при сейсмических колебаниях. Приведены уравнения движения, граничные условия и метод численного решения поставленной динамической задачи многоэтажного здания при сейсмических воздействиях. Приведены численные результаты.*

Ключевые слова: *многоэтажное здание; пластинчатая модель; теория Тимошенко; уравнения движения; сейсмическая нагрузка; вынужденные колебания; численный метод; перемещения; напряжения.*

Введение. Задачи сейсмостойкости сооружений и зданий имеют огромное значение, так как значительная часть территории нашей страны располагается в зоне, где землетрясения могут проявляться с разрушительной интенсивностью. В районах, где возможны сильные землетрясения, проживает значительная часть населения. Задача сейсмостойкого строительства − обеспечить целостность всей конструкции здания с незначительными или минимальными разрушениями при землетрясении 9 и более баллов. Однако надо отметить, что данная задача на сегодняшний день полностью не решена.

Сейсмические колебания здания моделируются движением некоторой ортотропной консольной пластины, деформирование которой описывается на основе теории Тимошенко для пластинчатой модели сооружений. В пластинчатой модели, поперечные сейсмические колебания многоэтажного здания описываются относительно трех неизвестных функций, являющихся углами поворота нормали и прогиба её срединной поверхности. Система уравнений поперечных сейсмических колебаний и соответствующие граничные условия запишутся относительно перерезывающих сил, изгибающих и крутящих моментов многоэтажного здания.

В статье [1] используется метод Рэлея-Ритца для определения собственных частот поперечных колебаний прямоугольных пластин с упруго закрепленными краями. В статье [2] рассматриваются свободные колебания ступенчатых анизотропных прямоугольных пластин на упругом основании. Собственные частоты пластины рассчитаны для заданной длины трещины. Проанализировано влияние физических свойств и геометрических параметров на собственные частоты.

В статье [3] исследованы прочность и несущая способность конструкций и их напряженно-деформированное состояние. Для численного решения задачи об изгибе пластины применяется метод коллокаций и наименьших невязок.

В статье [4] рассмотрено влияние вырезов различной формы на собственные колебания тонких упругих пластин на примере свободно опертой прямоугольной пластины.

В статье [5] рассмотрена динамическая континуальная пластинчатая модель многоэтажного здания в виде консольной ортотропной пластины, разработанная в рамках теории пластин Тимошенко, которая описывает сейсмические колебания зданий. Приведены формулы для определения приведенных модулей упругости, сдвига и плотности пластинчатой модели здания.

Статьи [6-8] посвящены динамическим расчетам элементов коробчатой конструкции зданий на сейсмостойкость с учетом пространственной работы коробчатых элементов при динамических воздействиях, заданных перемещением их нижней части по синусоидальному закону.

В статьях [9-14] предложена континуальная пластинчатая динамическая модель многоэтажного здания в виде консольной ортотропной пластины, разработанной в рамках бимоментной теории пластин, описывающей сейсмические колебания зданий. Приведены

формулы для определения приведенных модулей упругости, сдвига и плотности пластинчатой модели здания. Рассмотрены поперечные собственные и вынужденные колебания девятиэтажного здания при сейсмических воздействиях.

При определении приведенных плотности и модуля упругости пластинчатой модели воспользуемся методикой, разработанной в [9-14], при этом считается, что здание состоит из многочисленных коробок (комнат).

Постановка задачи. Приведем уравнения движения и граничные условия при сейсмических колебаниях континуальной модели многоэтажного здания в рамках теории Тимошенко. Изгибающие и крутящие моменты и перерезывающие силы для ортотропной пластинчатой модели сооружения запишутся в виде [5]:

$$M_{11} = D_{11}\left(\frac{\partial \psi_1}{\partial x_1} + \nu_{12}\frac{\partial \psi_2}{\partial x_2}\right),\quad M_{22} = D_{22}\left(\frac{\partial \psi_2}{\partial x_2} + \nu_{12}\frac{\partial \psi_1}{\partial x_1}\right),\quad M_{12} = M_{21} = D_{12}\left(\frac{\partial \psi_1}{\partial x_2} + \frac{\partial \psi_2}{\partial x_1}\right),$$
$$Q_{13} = k^2 G_{13} H\left(\psi_1 + \frac{\partial w}{\partial x_1}\right),\quad Q_{23} = k^2 G_{23} H\left(\psi_2 + \frac{\partial \tilde{r}}{\partial x_2}\right), \tag{1}$$

где приведенные цилиндрические жесткости ортотропной пластинчатой модели имеют выражения

$$D_{11} = \frac{E_1 H^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})},\quad D_{22} = \frac{E_2 H^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})},\quad D_{12} = \frac{G_{12} H^3}{12},$$

Уравнения движения многоэтажных зданий в моментах запишутся в виде:

$$\frac{\partial M_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial M_{12}}{\partial x_2} - Q_{13} = \frac{H^3}{12}\rho\frac{\partial^2 \psi_1}{\partial t^2},\quad \frac{\partial M_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial M_{22}}{\partial x_2} - Q_{23} = \frac{H^3}{12}\rho\frac{\partial^2 \psi_2}{\partial t^2}. \tag{2}$$

где ρ– плотность материала пластины.

Уравнение относительно перерезывающих сил запишется в виде:

$$\frac{\partial Q_{13}}{\partial x_1} + \frac{\partial Q_{23}}{\partial x_{2\ 3}} = \rho H\frac{\partial^2 \tilde{r}}{\partial t^2}. \tag{3}$$

На свободных боковых гранях здания имеем условия равенства нулю силовых факторов

$$M_{11} = 0,\quad M_{12} = 0,\quad Q_{13} = 0. \tag{4}$$

На свободных верхних гранях здания имеем условия равенства нулю силовых факторов

$$M_{22} = 0,\quad M_{22} = 0,\quad Q_{23} = 0. \tag{5}$$

Граничные условия в основании здания:

$$\psi_1 = 0,\ \psi_2 = 0,\ \tilde{r} = u_0(t), \tag{6}$$

где $u_0(t)$ – перемещения нижней части здания.

Начальные условия задачи принимались нулевыми.

Метод решения. Для решения поставленной задачи использована явная схема метода конечных разностей. При аппроксимации производных перемещений используются центральные разностные схемы [15].

$$\frac{\partial f^k_{i,j}}{\partial x_1} = \frac{f^k_{i+1,j} - f^k_{i-1,j}}{2\Delta x_1},\quad \frac{\partial f^k_{i,j}}{\partial x_2} = \frac{f^k_{i,j+1} - f^k_{i,j-1}}{2\Delta x_2}, \tag{7}$$

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

Для аппроксимации производных от силовых факторов и напряжений используются центральные разностные схемы на полушагах. В этих случаях используем формулы (7), заменяя соответственно i на $i-\frac{1}{2}$ и j на $j-\frac{1}{2}$.

$$\frac{\partial f^k_{i-\frac{1}{2},j}}{\partial x_1}=\frac{f^k_{i,j}-f^k_{i-1,j}}{\Delta x_1},\quad \frac{\partial f^k_{i,j-\frac{1}{2}}}{\partial x_2}=\frac{f^k_{i,j}-f^k_{i,j-1}}{\Delta x_2},\quad (i=1,N;\ j=1,M), \tag{8}$$

$$\frac{\partial f^k_{i-\frac{1}{2},j}}{\partial x_2}=\frac{\partial}{\partial x_2}\left(\frac{f^k_{i,j}+f^k_{i-1,j}}{2}\right),\quad \frac{\partial f^k_{i,j-\frac{1}{2}}}{\partial x_1}=\frac{\partial}{\partial x_1}\left(\frac{f^k_{i,j}+f^k_{i,j-1}}{2}\right),\quad (i=1,N;\ j=1,M)\cdot \tag{9}$$

Вторую производную по времени аппроксимируем центральным конечно-разностным выражением в виде:

$$\frac{\partial^2 f^k_{i,j}}{\partial t^2}=\frac{f^{k+1}_{i,j}-2f^k_{i,j}+f^{k-1}_{i,j}}{\Delta t^2}, \tag{10}$$

где Δt – шаг по времени.

Исходные данные и численные результаты. Приведем результаты расчетов вынужденных колебаний многоэтажных и высотных зданий в рамках континуальной пластинчатой модели для следующих размеров плиты перекрытий здания:

$$h_1=0.40\,м,\ h_2=0.25\,м,\ h_{пер}=0.2\,м,\ a_1=5\,м,\ b_1=3\,м,$$

Длина здания–30*м*, ширина зданий Н=15 *м*, 18 *м* и 22 *м,* 24 *м* высота одного этажа 3*м*.

При решении задач сейсмостойкости многоэтажных зданий в рамках континуальной пластинчатой модели необходимо определить приведенные модули упругости, сдвига и плотности по формулам, приведенным в [9-14]. В табл.1-2 приведены значения коэффициентов ξ_{11}, ξ_{22}, ξ_{33}, ξ_{12}, ξ_{13}, ξ_{23}, ζ_0 и значений приведенных модулей упругости E_1, E_2, E_3 и G_{12}, G_{13}, G_{23} для высотных зданий в зависимости от его поперечного размера Н.

Таблица 1

Коэффициенты упругих характеристик многоэтажного здания

Толщина	Коэффициенты упругих характеристик здания						
Н (м)	ξ_0	ξ_{11}	ξ_{12}	ξ_{13}	ξ_{22}	ξ_{23}	ξ_{33}
15	0.1005	0.1084	0.0751	0.0667	0.1432	0.05	0.1016
18	0.9889	0.0916	0.0583		0.1267		
22	0.9788	0.0811	0.0477		0.1161		
24	0.0975	0.0770	0.0437		0.1121		

Таблица 2

Упругие характеристики многоэтажного здания

Толщина	Упругие характеристики здания					
Н(м)	$E_1^{пр}, МПа$	$E_2^{пр}, МПа$	$E_3^{пр}, МПа$	$G_{12}^{пр}, МПа$	$G_{13}^{пр}, МПа$	$G_{23}^{пр}, МПа$
15	1300	1720	1220	360	320,0	240,0
18	1100	1520		280		
22	972.72	1392.7		229.1		
24	925	1345		210		

Пример 1. Рассмотрим задачу определения собственных частот на основе применения резонансного метода.

Предположим, что сейсмическое движение грунта происходит в направлении оси OZ (вдоль ширины здания) в виде перемещения основания здания:

$$u_0(t)=\frac{A_0}{2}(1-\cos(\omega_0 t)). \tag{11}$$

Здесь $A_0=\frac{2k_c g}{\omega_0^2}$ – амплитуда перемещения основания.

Геометрические характеристики панелей комнат и внешние размеры зданий должны быть заданы как исходные данные. Для получения конкретных численных результатов

также должны быть известны механические характеристики конструкции рассматриваемой пластинчатой модели многоэтажного здания. В рамках пластинчатой континуальной модели многоэтажных зданий определены собственные частоты и выполнены расчёты на сейсмические воздействия многоэтажного здания.

Пример 1. Расчет собственных частот многоэтажных зданий.

При определении собственных частот на основе резонансного метода постепенно увеличиваем его значения частоты ω_0, начиная с некоторого малого значения внешнего воздействия (11), при a_0=0.1g. С приближением значения безразмерной частоты внешнего воздействия ω_0 к безразмерной собственной частоте p_1, значения перемещений, напряжений сил и моментов резко увеличиваются, что свидетельствует о постепенном переходе в резонансный режим.

Приведем результаты расчетов собственных частот, полученных с использованием резонансного метода.

В табл.3 приведены первые три значения частот собственных колебаний континуальной модели здания.

Таблица 3

Значения частот собственных колебаний континуальной модели здания

Количество этажей	Толщина	Период и частота здания по континуальной модели					
	H (м)	p_1, Гц	T_1, сек	p_2, Гц	T_2, сек	p_3, Гц	T_3, сек
20	15	1.0	1.00	2.5	0.40	3.8	0.26
	18	1.04	0.961	2.56	0.390	3.85	0.260
24	18	0.75	1.33	1.93	0.52	3.5	0.29
	22	0.78	1.28	1.96	0.51	3.60	0.28

Пример 2. В качестве примера выполнены расчеты перемещений и напряжений многоэтажных и высотных зданий при 9-балльных сейсмических воздействиях.

Отметим, что при этом коэффициент сейсмичности девятибалльного землетрясения равен k_c=0.4. Амплитуда внешнего воздействия (7) определяется в зависимости от максимального значения ускорения грунта в виде $A_0 = \frac{a_0}{\omega_0^2}$, здесь, $a_0 = k_c g$, g – ускорение свободного падения. В расчетах примем частоту внешнего воздействия ν_0 =3.2 Гц.

На рис. 1 и 2 представлены графики изменения значений нормальных и обобщенных перемещений $\tilde{r}$, $\tilde{\psi}_2$ в середине верхнего уровня двадцатого этажа здания, полученных при значении частоты внешнего воздействия, равного ν_0 =3,2 Гц. Из графика (рис.1) видно, что на верхнем уровне двадцатого этажа здания значение перемещения составляет r=14 см. Максимальное значение (рис.2) напряжения σ_{22} в середине нижнего уровня двадцатиэтажного здания получилось равным σ_{22}=45 Мпа, при значении частоты внешнего воздействия, равного ν_0 =3,2 Гц.

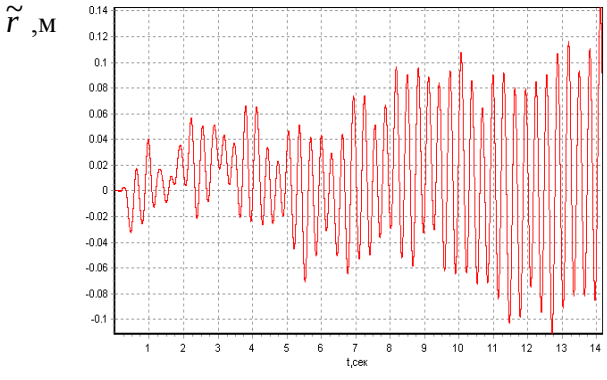


Рис.1. График нормального перемещения двадцатиэтажного здания шириной H=15 м при ν_0 =3.2 Гц

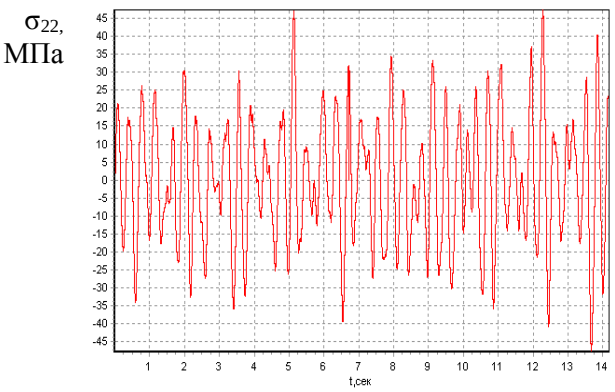


Рис.2. График напряжения σ_{22} по времени двадцатиэтажного здания шириной H=15 м при ν_0 =3.2 Гц

Приведем результаты расчетов перемещений и напряжений для двадцатичетырехэтажного здания.

В качестве примера выполнены расчеты перемещений и напряжений при значениях частоты внешнего воздействия v_0=3.2 *Гц*. На рис.3 представлен график изменения максимального значения нормального перемещения в средней точке верхнего этажа двадцатичетырехэтажного здания, оно получилось равным r=8 см при значении частоты внешнего воздействия, равного v_0 =3.2 *Гц* .

Как установлено (рис. 4), в середине первого этажа здания значение напряжения σ_{22}=50 МПа является максимальным.

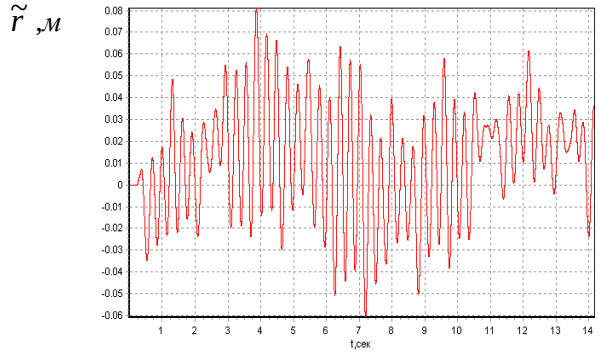


Рис. 3. График нормального перемещения двадцатичетырехэтажного здания шириной H=18 м при ν_0 =3.2 Гц.

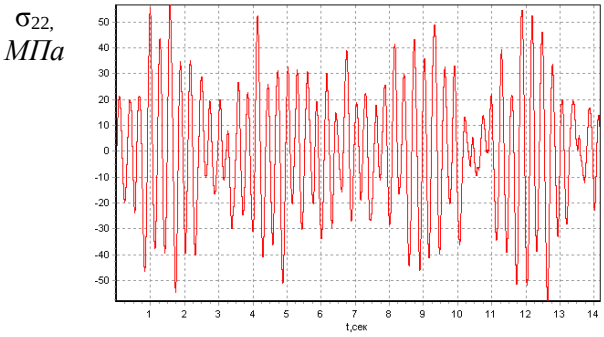


Рис. 4. График напряжения σ_{22} по времени двадцатичетырехэтажного здания шириной H=18 м при ν_0 =3.2 Гц

На основе построенных графиков определены максимальные значения поперечного перемещения на верхнем уровне многоэтажного значения и максимальные значения напряжения на уровне фундамента здания (табл.4).

Таблица 4

Максимальные значения нормального перемещения и напряжения многоэтажных зданий при 8-балльных сейсмических воздействиях при поперечных колебаниях при заданных значениях собственных частот и частоты внешнего воздействия

Количество этажей	*H, м*	p_1, *Гц*	ν_0, *гц*	$\tilde{r}$, *м*	σ_{22}, МПа
20	15	1.0	3.2	0.120	30
	18	1.04	3.2	0.070	35
24	18	0.75	3.2	0.040	35
	22	0.78	3.2	0.031	40

В табл.5 приведены максимальные значения нормального перемещения $\tilde{r}$ и напряжения σ_{22}, полученные при вынужденных поперечных колебаниях многоэтажных зданий в срединных точках на верхних уровнях этажей.

Таблица 5

Максимальные значения нормального перемещения и напряжения многоэтажных зданий при 9-балльных сейсмических воздействиях при поперечных колебаниях при заданных значениях собственных частот и частоты внешнего воздействия

Количество этажей	*H, м*	p_1, *Гц*	ν_0, *гц*	$\tilde{r}$, *м*	σ_{22}, МПа
20	15	1.0	3.2	0.140	45
	18	1.04	3.2	0.060	50
24	18	0.75	3.2	0.080	50
	22	0.78	3.2	0.035	60

В заключение следует отметить, что при девяти балльном землетрясении в высотных зданиях появляются довольно большие перемещения и напряжения. Максимальное значение перемещения обнаружено на верхнем уровне здания, а максимальное значение напряжения обнаружено на уровне фундамента.

При реализации численного метода решения поставленной задачи шаги по пространственным координатам заданы: $\frac{c\Delta t}{\Delta x_1} = \frac{c\Delta t}{\Delta x_2} = \frac{1}{4}$.

Заключение. Предложена континуальная пластинчатая модель многоэтажных зданий, разработанная в рамках теории Тимошенко, описывающая поперечные колебания высотных зданий при сейсмических воздействиях. Приведены численные значения приведенных моделей упругости и плотности пластинчатой модели многоэтажных зданий.

С использованием метода резонанса определены первые три значения собственных частот и периоды собственных колебаний. Под действием динамического воздействия, соответствующего девятибалльному землетрясению, определены перемещения и напряжения при поперечных колебаниях высотного здания.

На основе анализа численных результатов установлено, что пластинчатая модель в удовлетворительном порядке описывает динамическое поведение многоэтажных зданий при сейсмических воздействиях.

ЛИТЕРАТУРА

[1] *Warburton G.B., Edney S.L.* Vibrations of rectangular plates with elastically restrained edges // Journal of Sound and Vibration. 1984, Vol. 95, № 4, pp. 537-552

[2] *Kägo E., Lellep J.* Free Vibrations of Plates on Elastic Foundation // Procedia Engineering. 2013, Vol.57, pp. 489-496.

[3] *Идимешев С.В.* Расчет напряженно-деформированного состояния изотропных прямоугольных пластин на упругом основании // Известия АлтГУ. 2014, №.3, С. 53-56. doi 10.14258/izvasu(2014)1.1-11

[4] *Казачек Ю.Н.* Собственные колебания прямоугольных пластин, ослабленных вырезами // Общая и прикладная механика. Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. 2011, № 4 (2), С. 165-166.

[5] *Ayubov G.T., Mamatisaev G.I., Usanov F.A., Askarhodjaev Sh.I.* Estimation of seismic resistance of multi-storey buildings based on a continuum model / E3S Web of Conf., 402 (2023) 07019.

[6] *Usarov M., Mamatisaev G.,Usarov D.* Calculation of the Box Structure of Large-Panel Buildings /AIP Conference Proceedingsthis link is disabled, 2023, 2612, 040014 DOI:10.1063/5.0116871

[7] *Usarov M., Mamatisaev G., Usarov D.* Calculation of compelled fluctuations of panel buildings / E3S Web of Conferences 365CONMECHYDRO - 2022, 02002 (2023). URL: https://doi.org/10.1051/e3sconf/202336502002

[8] *Usarov M., Usarov D., Mamatisaev G.* Calculation of a Spatial Model of a Box-Type Structure in the LIRA Design System Using the Finite Difference Method / Lecture Notes in Networks and Systems. 2022, 403 LNNS, P.1267–1275

[9] *Mamatisaev G.I., Shamsiev D.K., Askarhodjaev Sh.I., Kurbanbaev M.Sh., Yarashov J.A.* To the solution of the problem of longitudinal vibrations of multi-storey buildings on the basis of the plate model / E3S Web of Conferences 402, (2023). 07018, https://doi.org/10.1051/e3sconf/202340207018.

[10] *Usarov M.K., Mamatisaev G.I.* Calculation on seismic resistance of box-shaped structures of large-panel buildings / IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 971. 2020, 032041//doi:10.1088/1757-899X/971/3/032041.

[11] *Mirsaidov M., Usarov M.* 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.

[12] *Usarov M., Mamatisaev G., Usarov D.* Calculation of the Box Structure of Large-Panel Buildings / AIP Conference Proceedings, 2023, 2612, 040014 DOI:10.1063/5.0116871.

[13] *Usarov M.K., Ayubov G.T., Usarov D.M.* Continual model and dynamic calculation of buildings under seismic impacts // MATEC Web of Conferences 329, 04011 (2020) https://doi.org/10.1051/matecconf/202032904011

[14] *Усаров М.К.* Бимоментная теория толстых анизотропных пластин. Ташкент. Fan ziyosi. 2022, – 246 с.

Дата поступления
05.04.2024

Аскарходжаев Ш. И., Усанов Ф. А., Усаров Д. М., Курбанбаев М. Ш. Кўп қаватли биноларни континуаль модель асосида сейсмик мустаҳкамликка динамик ҳисоблаш.

Аннотация. *Мақола Тимошенко назарияси асосида кўп қаватли биноларнинг пластинасимон континуаль моделини ишлаб чиқишга бағишланган бўлиб, кўзланган мақсад сейсмик тебранишлар вақтида кўп қаватли биноларнинг динамик ҳаракатини тавсифлашда унинг аниқлигини билишдан иборат. Ҳаракат тенгламалари, чегаравий шартлари ва сейсмик таъсирлар пайтида кўп қаватли бинонинг қўйилган динамик масаласини сонли ҳал қилиш усули келтирилган. Сонли натижалар келтириб ўтилган.*

Калит сўзлар: *кўп қаватли бино; пластинка модели; Тимошенко назарияси; ҳаракат тенгламалари; сейсмик куч; мажбурий тебранишлар; сонли усул; кўчиш; кучланиш.*

Askarxodjaev Sh. I., Usanov F. A., Usarov D. M., Kurbanbaev M. Sh. Dynamic calculation of multi-storey buildings within the framework of the plate model.

Abstract. *The article is devoted to developing a plate continuum model of multi-storey buildings within the framework of the Timoshenko theory, to clarify its accuracy in describing the dynamic behavior of multi-storey buildings under seismic vibrations. The equations of motion, boundary conditions, and a method for the numerical solution of the dynamic problem of a multi-storey building under seismic impacts are presented. Numerical results are given.*

Keywords: *Multi-storey building; plate model; Timoshenko theory; equations of motion; seismic load; forced oscillations; numerical method; displacements; stresses.*

СОДЕРЖАНИЕ

Р.Д. Матчанов, А.Т.Йулдашев, Д.А.Кулдошев, Н.Б.Джураева. О диаметре трубопровода в пневмотранспортной системе хлопкоуборочной машины всасывающего типа…… 3
А.А. Ризаев, М.К.Худжаев, Ш.А. Ганжаев. Анализ теоретических и экспериментальных результатов по пневмотрубопроводам полунавесной хлопкоуборочной машины……..... 7
Г.А.Бахадиров, Т.Ж.Кодиров, Ш.О.Бойманов, А.М.Набиев Исследование влияния различных функционально-активных реагентов на обводненность кожевенного-мехового полуфабриката при их механической обработке……...…….. 11
Д.М.Мухаммадиев, И.О.Эргашев, М.Абдусаломов, Б.Х.Примов, Л.Ю Жамолова. Экспериментальное определение производительности семяотводящей трубы с диаметром 125 мм……..…… 23
С.И.Хайдаров. Моделирование турбулентного горения метана в струе на основе современной двухжидкостной модели……..……. 30
Ф.Х.Назаров. Численное исследование горячих сверхзвуковых течений на основе двухжидкостной модели турбулентности…… 39
В.М.Турдалиев, А.И.Акбаров, С.А.Улмасов, С.М.Мадаминов. Расчет натяжения в ведущей ветви цепи цепной передачи с переменным межосевым расстоянием..... 47
М.К.Норматов. Сравнительный анализ энергоемкости пневмотранспортных систем хлопкоуборочных машин……..... 51
Ю.А.Ахмеджанов. Определение параметров рабочего органа машинного агрегата с механизмом ускорителя…..... 60
Л.Н.Махмудов, Б.Т.Мардонов, К.Т.Шеров, С.О.Тусупова. Исследование процесса высокоскоростного фрезерования жаропрочной высоколегированной стали 15Х12ВМФ..... 66
И.К.Аимбетов, С.Т.Каипов, Б.Сапарниязов. Деформируемость барханных песков окрестностей города Нукуса при трехосном сжатии……..…… 72
А.З.Хасанов, З.А. Хасанов. Определение механических свойств грунта с применением нелинейных упруго-пластических моделей…..... 78
М.К.Усаров, Г.У.Исаев, Д.К.Шамсиев. К решению задачи о продольных колебаниях многоэтажных зданий а основе пластинчатой модели……..……..... 89
Ш.И.Аскарходжаев, Ф.А.Усанов, Д.М.Усаров, М.Курбанбаев. Динамический расчет на сейсмостойкость многоэтажных зданий на основе континуальной модели……..……..... 98

МУНДАРИЖА

Р.Д.Матчанов, А.Т.Йулдашев, Д.А.Кулдошев, Н.Б. Джураева Пахта териш машинанинг сўрувчи пневмотранспорт тизимидаги қувурларининг диаметри ҳақида..... 3
А.А.Ризаев, М.К. Худжаев, Ш.А.Ганжаев. Пахта териш машинасининг пневматик қувурлари бўйича олинган назарий ва экспериментал натижаларнинг таҳлили…..... 7
Г.А.Бахадиров, Т.Ж.Кодиров, Ш.О.Бойманов, А.М. Набиев. Чарм-мўйна ярим маҳсулотига механик ишлов беришда унинг намлигига турли функционал–фаол реагентларни таъсирини тадқиқоти..... 11
Д.М.Мухаммадиев, И.О.Эргашев, М.Абдусаломов, Б.Х.Примов, Л.Ю. Жамолова. Диаметри 125 мм бўлган чигит чиқариш қувурининг иш унимдорлигини тажрибавий аниқлаш ……..... 23
С.И.Хайдаров. Замонавий икки суюқлик модели асосида струяда метаннинг турбулент диффузион ёнишини моделлаштириш……..... 30
Ф.Х.Назаров Икки суюқлик турбулент модели асосида товуш тезлигидан юқори иссиқ оқимларни сонли тадқиқи……. 39
В.М.Турдалиев, А.И.Акбаров, С.А.Ўлмасов, С.М.Мадаминов. Ўқлараро масофаси ўзгарувчан занжирли узатма занжрининг етакчи тармоғи таранглигини ҳисоблаш..... 47
М.Қ. Норматов. Пахта териш машиналари ҳаво транпорт тизимлари энергия ҳажмдорликларининг қиёсий таҳлили……..... 51
Ю.А. Ахмеджанов. Тезлаштирувчи механизми бўлган машина агрегати иш органининг параметрларини аниқлаш……..... 60
Л.Н.Махмудов, Б.Т.Мардонов, К.Т.Шеров, С.О. Тусупова. Юқори легирланган иссиқбардош 15Х12ВМФ пўлатини юқори тезликда фрезалаш жараёнини тадқиқоти..... 66
И.К.Аимбетов, С.Т.Каипов, Б.Сапарниязов. Нукус шаҳри ҳудудидаги бархан қумларнинг уч ўқли сиқилишдаги деформацияланиши..... 72
А.З.Хасанов, З.А.Хасанов. Грунтларни механик хусусиятларини ночизиқли эластик-пластик моделлар ёрдамида аниқлаш..... 78
М.К.Усаров, Г.У.Исаев, Д.К.Шамсиев. Пластинасимон моделга асосланган ҳолда кўп қаватли биноларнинг бўйлама тебранишларига оид сейсмик мустаҳкамлик масалаларини ечиш..... 89
Ш.И.Аскарходжаев, Ф.А.Усанов, Д.М.Усаров, М.Ш.Курбанбаев. Кўп қаватли биноларни континуаль модель асосида сейсмик мустаҳкамликка динамик ҳисоблаш..... 98