

ISSN 0235-7119

2024

Номер 4



ПРОБЛЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ И НАДЕЖНОСТИ МАШИН



НАУКА

— 1727 —

СО Д Е Р Ж А Н И Е

МЕХАНИКА МАШИН

- Математическое моделирование аэроупругого отклика диска, имеющего нелинейно-упругий подвес и взаимодействующего со слоем вязкого газа
В. С. Попов, А. А. Попова 3
- Модификация платформы Гауфа–Стюарта с шестью степенями свободы
И. В. Пашков 13
-

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

- Выбор базового растительного масла для разработки биоразлагаемого смазочного материала с помощью метода TOPSIS
Л. Н. Марченко, И. Н. Ковалева, В. В. Подгорная 21
- Исследование динамики параметров обработки при точении заготовки из алюминатричного литого композиционного материала
А. И. Пронин, В. В. Мыльников, Д. А. Валько, А. А. Вороной, М. В. Мыльникова, Н. А. Рябов 30
- Особенности изменения физико-механических свойств системы “износостойкая наплавка–основной металл” на примере лезвия лемеха “LEMKEN”
А. М. Михальченков, *И. Н. Кравченко, С. М. Сычёв, И. В. Козарез, А. К. Аноприенко, О. В. Бармина, С. А. Феськов* 37
- Разработка методики подбора манжет для герметизации фланца коробки передач ЯМЗ при ремонте
О. А. Леонов, Н. Ж. Шкаруба, Ю. Г. Вергазова, Г. А. Нестеркин 44
-

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

- Реверс-инжиниринг в производстве и ремонте сложнопровильных и крупногабаритных изделий
П. А. Витязь, М. Л. Хейфец, Н. Л. Грецкий, Д. Н. Хилько 51

Конструктивно-технологические решения аддитивного изготовления деталей в объеме материала <i>Д. Л. Раков, Р. Ю. Сухоруков</i>	57
Особенности конечноэлементного моделирования лазерной ударной сварки алюминия с нержавеющей сталью <i>Г. Ж. Сахвадзе</i>	63

АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Анализ и синтез складных параболических антенн с осесимметричной укладкой лепестков и сферическими механизмами раскрытия с коническими зубчатыми парами <i>С. Н. Саятин</i>	72
Устойчивость распределенной автоматизированной системы управления с учетом модели прогнозирования последствий непреднамеренных деструктивных воздействий <i>А. М. Попов, В. И. Филатов</i>	84

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

Фазовый состав титановых порошков, полученных для аддитивных машин электродиспергированием отходов сплава ОТ4 в спирте <i>Е. В. Агеев, А. Е. Агеева</i>	90
Пароводяной генератор колебаний давления <i>Д. А. Жебынев, А. Г. Чукаев, С. С. Панин, А. М. Фельдман</i>	97

МЕХАНИКА МАШИН

УДК 533.6:534.1

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОУПРУГОГО ОТКЛИКА ДИСКА, ИМЕЮЩЕГО НЕЛИНЕЙНО-УПРУГИЙ ПОДВЕС И ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩЕГО СО СЛОЕМ ВЯЗКОГО ГАЗА© 2024 г. В. С. Попов^{1, 2, *}, А. А. Попова¹¹*Саратовский государственный технический университет им. Гагарина Ю. А., Саратов, Россия*²*Институт проблем точной механики и управления – обособленное структурное подразделение Федерального государственного бюджетного учреждения науки Федерального исследовательского центра “Саратовский научный центр Российской академии наук”, Саратов, Россия***e-mail: vic_p@bk.ru*

Поступила в редакцию 11.08.2023 г.

После доработки 25.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

В статье предложена математическая модель нелинейных аэроупругих колебаний диска, имеющего подвес с жесткой кубической нелинейностью и взаимодействующего со слоем вязкого газа, пульсирующего за счет заданного возмущения на его контуре. Проведен асимптотический анализ, позволивший свести исходную модель к обобщенному уравнению Дуффинга, на базе решения которого методом гармонического баланса найден основной аэроупругий отклик диска и его фазовый сдвиг. Характеристики, в частных случаях, обеспечивают переход к несжимаемой вязкой жидкости и линейно-упругому подвесу, а их численное исследование позволило установить, что сжимаемость газа приводит к возрастанию значений резонансных частот и увеличению амплитуд колебаний диска. Расчеты показали возможность подавления неустойчивых колебаний диска вблизи резонансных частот путем изменения толщины слоя газа. Полученные результаты можно использовать для изучения динамики газовых и жидкостных демпферов и опор, а также чувствительных упругоподатливых элементов датчиков давления.

Ключевые слова: Моделирование, жесткий диск, нелинейно-упругий подвес, кубическая нелинейность, вязкий газ, нелинейные колебания, аэроупругий отклик

DOI: 10.31857/S0235711924040011, **EDN:** OZTMKV

Разработка и исследование изделий современного машиностроения, во многих вопросах, тесно связаны с фундаментальными проблемами создания математических моделей, максимально приближенных к оригиналу. В частности, модели взаимодействия элементов конструкций со слоем жидкости или газа необходимы при разработке и исследовании газо- и гидропор [1], чувствительных элементов датчиков давления, газо- и гидродемпфирования колебаний в приборах [2]. Например, в [3] разработана плоская модель упорного подшипника с абсолютно жесткими направляющей и ползуном, имеющим адаптированный профиль, при рассмотрении поддерживающего смазочного слоя как вязкой несжимаемой жидкости с учетом

зависимости ее вязкости от давления и температуры. Упрощенный подход для оценки упругой деформации поверхности бесконечно протяженного подшипника под действием давления в смазочном слое газа предложен в [4]. Его суть состоит в рассмотрении кольцевой пленки смазочного слоя «развернутой» на плоскость, т.е. переходу к плоской задаче, и добавлении к толщине слоя линейного члена пропорционального давлению газа с коэффициентом пропорциональности, связанным с модулем упругости деформируемой поверхности подшипника. Строгий подход требует постановки и решения связанных задач гидро- и аэроупругости [5, 6]. Приведем краткий обзор таких исследований. В [7] исследовано взаимодействие штампа на линейно-упругом подвесе, являющимся частью дна бесконечно длинного канала, со слоем идеальной несжимаемой жидкости со свободной поверхностью, находящейся в нем. Установлено, что вблизи штампа в жидкости возникают, наряду с бегущими, стоячие волны, и показана возможность сведения амплитуд последних к нулю варьированием частоты вибраций штампа. В [8] рассмотрено взаимодействие идеальной жидкости, находящейся в абсолютно жесткой трубе с чувствительным элементом датчика давления, установленного на ее торце. Получено и численно исследовано интегро-дифференциальное уравнение динамики чувствительного элемента датчика, связывающее его деформацию с давлением и температурой среды на входе в трубопровод. Собственные колебания и устойчивость прямоугольной пластины, взаимодействующей со слоем идеальной сжимаемой жидкости численно изучены в [9] методом конечных элементов. Оценено влияния толщины слоя на собственные частоты колебаний пластины и критические скорости, при которых происходит потеря устойчивости. Установившиеся колебания стенок бесконечно длинного канала, образованного двумя параллельными пластинами, опирающимися на упругое основание Винклера, и взаимодействующими с пульсирующим слоем вязкой жидкости между ними, исследованы в [10]. Аналогичная задача для более общего случая канала конечной длины ранее решена в [11]. Численное моделирование взаимодействия сжимаемого газа, при учете и без учета его вязкости, с абсолютно жестким диском на линейно-упругом подвесе, проведено в [12, 13], в рамках исследования процесса срабатывания предохранительного клапана. Модель взаимодействия слоя вязкой несжимаемой жидкости, находящейся в узком канале с параллельными стенками, с его торцевой стенкой на нелинейно-упругом подвесе предложена в [14]. Рассмотрено применение модели для исследования гидроупругой реакции демпфера сильфонного типа. Модель плоского газового демпфера в рамках взаимодействия вязкого газа, заполняющего зазор между двумя параллельными жесткими стенками, и жесткой пластины, находящейся внутри зазора и перемещающейся с постоянной скоростью в направлении нормали к его стенкам, предложена в [15].

Однако в приведенных выше работах не рассмотрены аэроупругие колебания диска на нелинейно-упругом подвесе при его взаимодействии с пульсирующим слоем вязкого газа. Поэтому предлагаемое исследование нацелено на постановку и решение такой задачи.

Постановка задачи аэроупругости: основные положения и допущения. Рассмотрим узкий канал с параллельными стенками, схематично представленный на рис. 1. Стенки канала образованы двумя абсолютно жесткими дисками одинаковых радиусов R , оси симметрии которых совпадают с осью симметрии канала. Нижний диск закреплен и считается неподвижным. Верхний диск имеет нелинейно-упругий подвес, позволяющий ему совершать колебания в вертикальном направлении. Подвес будем рассматривать как нелинейно-упрочняющуюся пружину, восстанавливающая сила которой имеет линейную и нелинейную составляющие. Первая пропорциональна перемещению диска, а вторая – пропорциональна кубу его перемещения, т.е. рассмотрим случай жесткой кубической нелинейности подвеса [16, 17]. Канал заполнен вязким газом, а на контуре примыкает к торцевой полости, заполненной тем

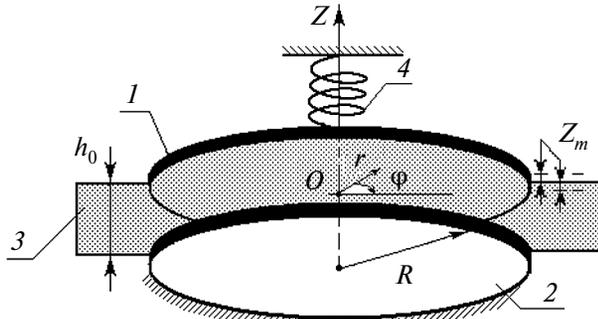


Рис. 1. Схема узкого канала, образованного двумя параллельными соосными дисками: 1 – верхний абсолютно жесткий диск, имеющий подвес 4 с жесткой кубической нелинейностью; 2 – нижний абсолютно жесткий неподвижный диск; 3 – вязкий газ, находящийся в канале и торцевой полости.

же газом. Полагаем, что в невозмущенном состоянии в газе, находящемся в канале и торцевой полости, постоянное давление p_0 , которое принимаем за начало отсчета давления. В невозмущенном состоянии расстояние между дисками h_0 и, в силу узости канала, $h_0 \ll R$. В торцевой полости, т.е. в торцевом сечении канала, возбуждается пульсация давления p_1 по гармоническому закону, накладываемая на постоянный уровень давления p_0 . За счет этой пульсации верхний диск совершает нелинейные колебания с амплитудой $z_m \ll h_0$. Действием силы тяжести, вследствие малой плотности газа, пренебрегаем. Введем в рассмотрение цилиндрическую систему координат $r\varphi z$, ось z которой совпадает с осью симметрии дисков, а ее центр находится в геометрическом центре канала. В силу осевой симметрии канала рассмотрим осесимметричную постановку. Далее исследуем установившиеся нелинейные колебания [16, 17] диска, взаимодействующего со слоем вязкого газа, полагая, аналогично гидродинамической теории смазки, что состояние газа и стенок канала изотермическое [1, 18]. Такое допущение позволяет принять динамическую вязкость газа постоянной, а закон изменения его плотности считать баротропным.

Гармонический закон пульсации давления газа на торце по контуру канала (в торцевой полости) считаем заданным в виде

$$p_1 = p_m \sin \omega t, \quad (1)$$

где p_m – амплитуда пульсации давления; ω – заданная частота пульсации; t – время.

Уравнение движения верхнего диска как массы на нелинейной пружине запишем как

$$m \frac{d^2 z}{dt^2} + F_r = F_d, \quad (2)$$

где z – закон движения диска; m – масса диска; F_r – восстанавливающая сила нелинейно-упругого подвеса; F_d – возмущающая сила, действующая со стороны пульсирующего вязкого газа в канале.

Принимая во внимание ангармоничность колебаний верхнего диска представим закон его движения в виде $z = z_m f(\theta t)$. Здесь $\theta = 1/T$ – характерная частота нелинейных колебаний верхнего диска, а T – характерный период его нелинейных колебаний.

Восстанавливающая сила нелинейно-упругого подвеса как пружины с жесткой кубической нелинейностью запишем, согласно [17], как

$$F_r = n_1 z + n_3 z^3, \quad (3)$$

где n_1 – линейный коэффициент жесткости подвеса; n_3 – коэффициент жесткости кубической составляющей восстанавливающей силы подвеса. Так как подвес нелинейно-упрочняющийся, то восстанавливающая сила нелинейно возрастает с ростом перемещений диска, т.е. имеет место жесткая нелинейность и полагается, что $n_3 > 0$ [16, 17].

Возмущающая сила F_d определяется нормальным напряжением q_{zz} вязкого газа на границе его контакта с поверхностью диска. В общем виде данное напряжение можно представить как [18]

$$q_{zz} = -p + 2\mu \frac{\partial V_z}{\partial z} - \left(\frac{2}{3}\mu - \mu' \right) \left(\frac{1}{r} \frac{\partial(rV_r)}{\partial r} + \frac{\partial V_z}{\partial z} \right) \text{ при } z = \frac{h_0}{2} + z_{mf}, \quad (4)$$

где p – давление газа (направлено внутрь объема газа); μ – коэффициент динамической вязкости газа, μ' – вторая или объемная вязкость; V_z – проекция скорости газа на ось z ; V_r – проекция скорости газа на ось r .

Принимая во внимание сказанное выше, запишем выражение для F_d в виде

$$F_d = - \int_0^{2\pi} \int_0^R q_{zz} \Big|_{z=\frac{h_0}{2}+z_{mf}} r dr d\theta = -2\pi \int_0^R q_{zz} \Big|_{z=\frac{h_0}{2}+z_{mf}} r dr. \quad (5)$$

Совместно с уравнением движения диска (2) необходимо рассматривать уравнения движения вязкого газа в узком канале. Учтем, что в предлагаемой постановке движение газа можно принять как ползущее [1, 18]. Тогда уравнения его движения представляют собой уравнения Навье–Стокса для сжимаемой жидкости, локальное и конвективное ускорения из которых исключены

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \mu \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial V_r}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} - \frac{V_r}{r^2} \right) + \left(\mu' + \frac{1}{3}\mu \right) \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rV_r) + \frac{\partial V_z}{\partial z} \right), \quad (6)$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial V_z}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2} \right) + \left(\mu' + \frac{1}{3}\mu \right) \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rV_r) + \frac{\partial V_z}{\partial z} \right).$$

Уравнения (6) замыкаем уравнением неразрывности для сжимаемой среды

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho V_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho V_z) = 0, \quad (7)$$

и баротропным законом изменения плотности вязкого газа

$$\frac{p}{\rho} = c^2. \quad (8)$$

Здесь ρ – плотность газа; c – изотермическая скорость звука в газе (при нормальных условиях).

Уравнения (6)–(8) дополним условиями на границах контакта вязкого газа со стенками канала. В качестве условий выбираем условия прилипания вязкого газа к стенкам канала [18]

$$V_r = 0, V_z = \frac{dz}{dt} \text{ при } z = \frac{h_0}{2} + z_m f(\theta t), V_r = 0, V_z = 0 \text{ при } z = -\frac{h_0}{2}. \quad (9)$$

Кроме того, запишем условия для давления на торце канала и на оси симметрии. Эти условия представляют собой условие совпадения давления в торцевом сечении канала с давлением в торцевой полости и условие ограниченности давления на оси симметрии, которые запишем в виде

$$p = p_1(\omega t) \text{ при } r = R, r \frac{\partial p}{\partial r} = 0 \text{ при } r = 0. \quad (10)$$

Здесь учтено, что за начало отсчета давления в канале и торцевой полости принят его постоянный уровень p_0 , соответствующий невозмущенному состоянию. Кроме того, будем иметь в виду, что согласно [18] при изотермическом процессе, а также для случаев одноатомных газов, объемная вязкость μ' может быть положена равной нулю. Поэтому далее считаем в (4), (6) $\mu' = 0$.

Асимптотический анализ сформулированной задачи аэроупругости. Для изучения аэроупругих колебаний диска – стенки канала перейдем к рассмотрению безразмерной задачи введя следующие характерные для нее малые параметры и безразмерные переменные

$$\psi = \frac{h_0}{R} \ll 1, \lambda = \frac{z_m}{h_0} \ll 1, \tau = \theta t, \xi = \frac{r}{R}, \zeta = \frac{z + h_0/2}{h_0}, V_z = z_m \theta U_\zeta, \\ V_r = \frac{z_m \theta}{\psi} U_\xi, p = P \frac{\mu z_m \theta}{h_0 \psi^2}. \quad (11)$$

Плотность газа представим как $\rho = \rho_0 + \rho^*$, где ρ_0 – плотность газа в невозмущенном состоянии, ρ^* – плотность газа в возмущенном состоянии, изменяющаяся по баротропному закону $p/\rho = c^2$ (здесь и далее в уравнениях верхний индекс *, обозначающий возмущенное состояние газа, будем опускать и учитывать, что $p_1(\omega t) = \mu z_m \theta (\delta \psi^2)^{-1} P_1(\tau \omega / \theta)$. Тогда, подставляя (11) в (6)–(10), получим следующие безразмерные уравнения динамики вязкого газа в узком канале

$$\frac{\partial P}{\partial \xi} = \frac{\partial^2 U_\xi}{\partial \xi^2} + \psi^2 \left(\frac{4}{3} \frac{\partial^2 U_\xi}{\partial \xi^2} + \frac{4}{3} \frac{1}{\xi} \frac{\partial U_\xi}{\partial \xi} - \frac{4}{3} \frac{U_\xi}{\xi^2} + \frac{1}{3} \frac{\partial^2 U_\zeta}{\partial \xi \partial \zeta} \right), \quad (12)$$

$$\frac{\partial P}{\partial \zeta} = \psi^2 \left[\psi^2 \left(\frac{\partial^2 U_\zeta}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\xi} \frac{\partial U_\zeta}{\partial \xi} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{\partial^2 U_\xi}{\partial \xi \partial \zeta} + \frac{1}{\xi} \frac{\partial U_\xi}{\partial \zeta} \right) + \frac{4}{3} \frac{\partial^2 U_\zeta}{\partial \zeta^2} \right],$$

$$\frac{\theta^2 \rho^2}{2} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \lambda \frac{\theta^2 \rho^2}{2} \left(U_\xi \frac{\partial P}{\partial \xi} + U_\zeta \frac{\partial P}{\partial \zeta} \right) + \left(\frac{\delta^2 \theta}{\mu / \rho_0} + \lambda \frac{\theta^2 \rho^2}{2} P \right) \left(\frac{\partial U_\xi}{\partial \xi} + \frac{1}{\xi} U_\xi + \frac{\partial U_\zeta}{\partial \zeta} \right) = 0,$$

и дополняющие их граничные условия

$$U_\xi = 0, U_\zeta = \frac{df(\tau)}{d\tau} \text{ при } \zeta = 1 + \lambda f(\tau), U_\xi = 0, U_\zeta = 0 \text{ при } \zeta = 0, \quad (13)$$

$$P = P_1(\tau \omega / \theta) \text{ при } \xi = 1, \xi \frac{\partial P}{\partial \xi} = 0 \text{ при } \xi = 0.$$

Как принято в гидродинамической теории смазки [18], перейдем к рассмотрению тонкого слоя газа, исключая из рассмотрения в (12) члены порядка ψ^2 . Затем, применим к упрощенным уравнениям тонкого слоя и граничным условиям (13) метод возмущений [19], рассматривая асимптотические разложения по малому параметру λ искомого гидродинамических параметров. Ограничиваясь первым членом разложения, в результате получим безразмерную задачу гидромеханики для тонкого слоя вязкого газа:

$$\frac{\partial P}{\partial \xi} = \frac{\partial^2 U_\xi}{\partial \zeta^2}, \quad \frac{\partial P}{\partial \zeta} = 0, \quad \frac{\theta^2 \ell^2}{c^2} \frac{\mu/\rho_0}{h_0^2 \theta} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial U_\xi}{\partial \xi} + \frac{1}{\xi} U_\xi + \frac{\partial U_\zeta}{\partial \zeta} = 0, \quad (14)$$

с граничными условиями

$$U_\xi = 0, \quad U_\zeta = \frac{df(\tau)}{d\tau} \quad \text{при } \zeta = 1, \quad U_\xi = 0, \quad U_\zeta = 0 \quad \text{при } \zeta = 0, \quad (15)$$

$$P = P_1(\tau\omega / \theta) \quad \text{при } \xi = 1, \quad \xi \frac{\partial P}{\partial \xi} = 0 \quad \text{при } \xi = 0.$$

Подставляя (11) в нормальное напряжение (4) и исключая из него члены порядка ψ^2 , а также учитывая, что согласно второго уравнения (14) P не зависит от ζ , выражение для возмущающей силы (5), запишем в виде

$$F_d = 2\pi R^2 \frac{\mu z_m \theta}{h_0 \psi^2} \int_0^1 P \xi d\xi. \quad (16)$$

Используем метод итераций для решения (14) с граничными условиями (15). На первой итерации полагаем газ несжимаемым, т.е. считаем $c^2 \rightarrow \infty$, что позволяет исключить из рассмотрения первый член, учитывающий сжимаемость газа, в последнем уравнении (14). На второй итерации учитываем сжимаемость газа, т.е. принимаем во внимание исключенный член, подставляя в него давление, найденное на первом шаге итерации. Тогда на первой итерации находим

$$U_\xi = \frac{\zeta^2 - \zeta}{2} \frac{\partial P}{\partial \xi}, \quad U_\zeta = \frac{3\zeta^2 - 2\zeta^3}{12} \left(\frac{1}{\xi} \frac{\partial P}{\partial \xi} + \frac{\partial^2 P}{\partial \xi^2} \right), \quad P = P_1(\tau\omega / \theta) + 3(\xi^2 - 1) \frac{df(\tau)}{d\tau}. \quad (17)$$

Выполняя вторую итерацию подставляем давление (17) в третье уравнение системы (14), а затем решая ее с условиями (15) нашли закон изменения давления в канале в виде

$$P = P_1 + 3(\xi^2 - 1) \frac{df}{d\tau} + 3(\xi^2 - 1) \frac{\theta^2 \ell^2}{c^2} \frac{\mu/\rho_0}{h_0^2 \theta} \frac{dP_1}{d\tau} + \frac{9}{14} (\xi^4 - 4\xi^2 + 3) \frac{\theta^2 \ell^2}{c^2} \frac{\mu/\rho_0}{h_0^2 \theta} \frac{d^2 f}{d\tau^2}. \quad (18)$$

Осуществляя подстановку (18) в (16) и проводя интегрирование, а затем переходя к размерным переменным определяем возмущающую силу

$$F_d = \pi R^2 p_1 - \pi R^2 T_g \frac{dp_1}{dt} - K_g \frac{dz}{dt} + M_g \frac{d^2 z}{dt^2}, \quad (19)$$

где $K_g = \frac{3\pi}{2} \frac{R^4 \mu}{h_0^3}$, $T_g = \frac{3}{2} \frac{\mu R^2}{c^2 \rho_0 h_0^2}$, $M_g = \frac{15\pi}{8} \frac{\mu^2 R^6}{c^2 \rho_0 h_0^5}$.

С учетом (1), (3), (19) запишем уравнение движения диска (2) в виде

$$\begin{aligned} (m - M_g) \frac{d^2 z}{dt^2} + K_g \frac{dz}{dt} + n_1 z + n_3 z^3 &= 2\pi R^2 \left(p_1 - T_g \frac{dp_1}{dt} \right) = \\ &= \pi R^2 p_m A(\omega) \sin(\omega t - \gamma(\omega)). \end{aligned} \quad (20)$$

Здесь $A(\omega) = \sqrt{1 + (T_g \omega)^2}$, $\operatorname{tg} \gamma(\omega) = T_g \omega$.

Уравнение (20) является обобщением уравнения осциллятора Дуффинга. Оно позволяет исследовать частные случаи: вязкой несжимаемой жидкости при $c^2 \rightarrow \infty$ ($M_g = 0$, $T_g = 0$) и линейного упругого подвеса диска, если считать $n_3 = 0$. Заметим, что в правой части (20), в общем случае, две составляющих: первая определяется законом пульсации давления в торцевой полости, вторая – производной по времени от данного закона. Из (20) следует, что сжимаемость газа приводит к появлению дополнительного фазового сдвига γ , а также к уменьшению инерционных свойств колебательной системы по сравнению со случаем несжимаемой жидкости ($T_g = 0$ и $M_g = 0$). Вязкость газа и геометрические размеры канала определяют демпфирующие свойства колебательной системы (коэффициент K_g).

Основной аэроупругий отклик диска и его фазовый сдвиг. Для решения (20) используем метод гармонического баланса [17, 20]. Примем во внимание, что при изучении колебаний механических систем главное внимание уделяется основным колебаниям на частоте вынуждающей силы [17]. Поэтому при проведении метода считаем частоту колебаний диска близкой к частоте пульсации давления в торцевой полости $\theta \approx \omega$ и ищем решение в виде $z = z_m \sin(\omega t - \gamma)$ (т.е., применяя метод, рассматриваем одночленное разложение в ряд Фурье на основной частоте). Правую часть (20) представляем как $\pi R^2 p_m A(\omega) \sin(\omega t - \gamma + \phi)$, учитывая фазовый сдвиг ϕ за счет сил вязкого трения газа [17]. В результате получаем следующую алгебраическую систему:

$$\left[n_1 + \frac{3}{4} n_3 z_m^2 - (m - M_g) \omega^2 \right] z_m = \pi R^2 p_m A(\omega) \cos \phi, \quad K_g \omega z_m = \pi R^2 p_m A(\omega) \sin \phi. \quad (21)$$

Разрешая (21), находим основной нелинейный аэроупругий отклик диска

$$z_m = \frac{\pi R^2 p_m \sqrt{1 + (T_g \omega)^2} / (m - M_g)}{\sqrt{(\omega_*^2 - \omega^2)^2 + (K_g \omega / (m - M_g))^2}} \quad (22)$$

и его фазовый сдвиг

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{K_g \omega / (m - M_g)}{\omega_*^2 - \omega^2}. \quad (23)$$

Здесь $\omega_*^2 = (n_1 + (3/4)n_3 z_m^2) / (m - M_g)$ – скелетная кривая, определяющая изменение собственной частоты консервативной нелинейной системы, соответствующей рассматриваемой нами при $K_g = 0$, т.е. при исключении вязкости газа.

Заметим, при $n_3 = 0$ скелетная характеристика совпадает с собственной частотой линейного консервативного осциллятора. Переходя к безразмерной частоте

$\eta = \sqrt{\omega^2 (m - M_g) / n_1}$ запишем (22), (23) в виде

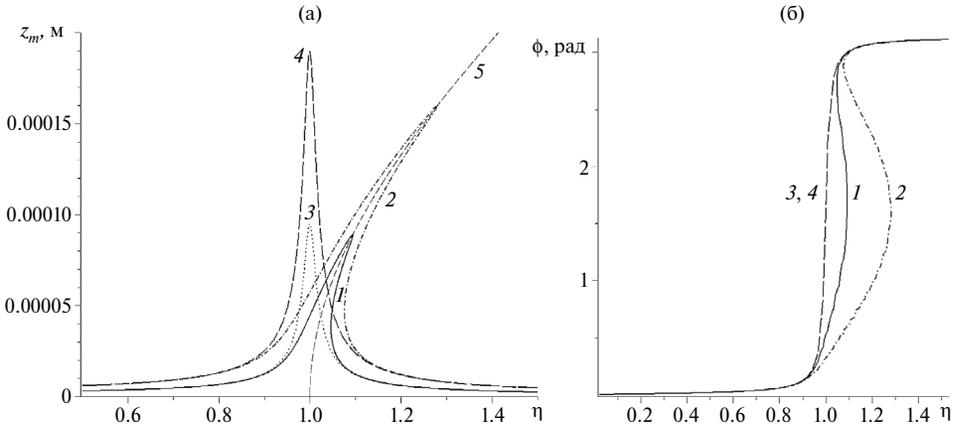


Рис. 2. Аэроупругий отклик (а) и фазовый сдвиг (б) диска при учете сжимаемости газа ($h_0 = 5 \cdot 10^{-4}$ м, $\eta = 1$ соответствует $\omega = 14235.35$ рад/с): 1 – нелинейно-упругий подвес диска $p_m = 10^4$ Па; 2 – нелинейно-упругий подвес диска $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па; 3 – линейно-упругий подвес диска $p_m = 10^4$ Па; 4 – линейно-упругий подвес диска $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па; 5 – скелетная кривая η^* .

$$z_m = \frac{\pi R^2 p_m \sqrt{1 + (T_g \eta)^2 n_1 / (m - M_g) / n_1}}{\sqrt{(\eta_*^2 - \eta^2)^2 + S^2 \eta^2}}, \quad (24)$$

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{S \eta}{\eta_*^2 - \eta^2}, \quad (25)$$

где $\eta_*^2 = 1 + (3/4)n_3 z_m^2 / n_1$ – безразмерная скелетная характеристика, $S^2 = K_g^2 / ((m - M_g)n_1)$.

Найденные основной аэроупругий отклик и фазовый сдвиг (22)–(25) при $n_3 \neq 0$ являются неявными функциями, однако, их исследование можно провести численно. Приведем пример такого исследования для следующих исходных данных: $R = 0.2$ м, $h_0 = 5 \cdot 10^{-4}$ м, $\rho_0 = 1.2$ кг/м³, $\mu = 18.1 \cdot 10^{-6}$ кг/(м·с), $c = 290$ м/с, $n_1 = 6 \cdot 10^8$ Н/м, $n_3 = 2 \cdot 10^{16}$ Н/м³, $m = 3$ кг, $p_m = 10^4$ Па.

На рис. 2–4 представлены результаты расчетов нелинейного и линейного ($n_3 = 0$) аэроупругих откликов диска и соответствующих им фазовых сдвигов по (24), (25) для амплитуд пульсации давления в торцевой полости $p_m = 10^4$ Па; $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па. Графики на рис. 2 соответствуют случаю вязкого сжимаемого газа, а на рис. 3 – случаю вязкого несжимаемого газа (жидкости, т.е. при $M_g = 0$ и $T_g = 0$). На рис. 4 приведены графики для вязкого сжимаемого газа при уменьшенном зазоре между дисками $h_0 = 3.5 \cdot 10^{-4}$ м.

Выводы и заключение. Проведенное исследование позволило установить, что изменение плотности газа в канале приводит к дополнительному фазовому сдвигу в заданном на торцах законе пульсации давления. Численное исследование нелинейного и линейного аэроупругого отклика диска и его фазового сдвига показало, что сжимаемость газа приводит, в сравнении с несжимаемым случаем, к возрастанию значений амплитуд колебаний диска и незначительному уменьшению инерционных свойств рассматриваемой колебательной системы, что проявляется в небольшом увеличении значений резонансных частот диска. Жесткая кубическая нелинейность подвеса ведет к изгибу характеристик вправо и росту значений резонансных частот с ростом

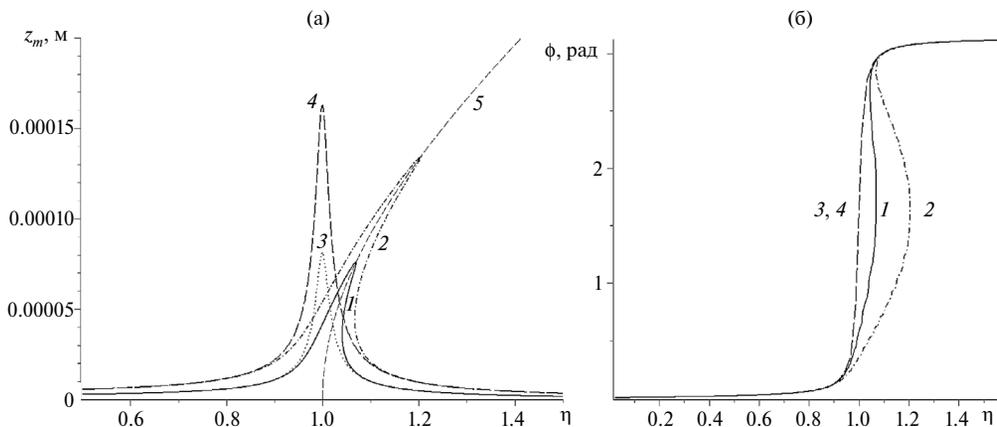


Рис. 3. Аэроупругий отклик (а) и фазовый сдвиг (б) диска без учета сжимаемости газа ($h_0 = 5 \cdot 10^{-4}$ м, $\eta = 1$ соответствует $\omega = 14142.13$ рад/с): 1 – нелинейно-упругий подвес диска $p_m = 10^4$ Па; 2 – нелинейно-упругий подвес диска $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па; 3 – линейно-упругий подвес диска $p_m = 10^4$ Па; 4 – линейно-упругий подвес диска $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па; 5 – скелетная кривая η^* .

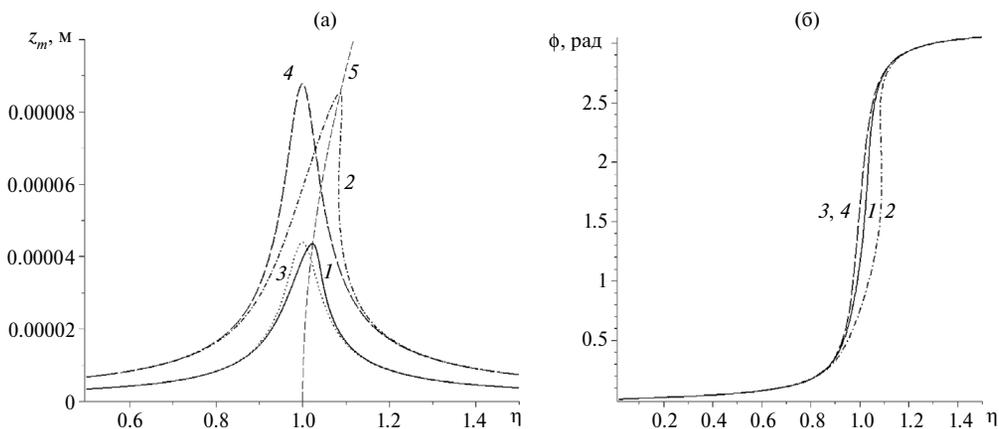


Рис. 4. Аэроупругий отклик (а) и фазовый сдвиг (б) диска при учете сжимаемости газа ($h_0 = 3.5 \cdot 10^{-4}$ м, $\eta = 1$ соответствует $\omega = 14725.56$ рад/с): 1 – нелинейно-упругий подвес диска $p_m = 10^4$ Па; 2 – нелинейно-упругий подвес диска $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па; 3 – линейно-упругий подвес диска $p_m = 10^4$ Па; 4 – линейно-упругий подвес диска $p_m = 2 \cdot 10^4$ Па; 5 – скелетная кривая η^* .

амплитуд пульсации давления в торцевой полости в сравнении с линейным случаем. Изгиб кривых аэроупругого отклика, как известно [16, 17], может приводить к неустойчивым колебаниям диска со скачкообразным изменением амплитуд в частотном диапазоне данного изгиба. Расчеты, представленные на рис. 2, 3, показали возможность данных колебаний. С другой стороны, показано, что уменьшение зазора между дисками ведет к подавлению амплитуд колебаний и интенсивности изгиба характеристик (рис. 4), и, как следствие, к подавлению возможности неустойчивых колебаний. В случае линейно-упругого подвеса диска кривых аэроупругого отклика и фазового сдвига вправо нет, т.е. резонансная частота не зависит от амплитуды пульсации давления в торцевой полости и отсутствует зона неустойчивых колебаний. При

этом кривые фазового сдвига для разных амплитуд пульсации давления совпадают (рис. 2–4, кривые фазового сдвига 3, 4).

Предложенная в статье модель нелинейных аэроупругих колебаний диска и полученные на ее основе аэроупругий отклик и фазовый сдвиг, а также результаты исследования данных характеристик можно использовать для изучения динамики газовых и жидкостных демпферов и опор с нелинейно- и линейно-упругими связями, а также для упругих чувствительных элементов датчиков давления, имеющих нелинейно-упругий подвес.

Финансирование работы. Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-29-00159.

Конфликт интересов. Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Константинеску В. Н.* Газовая смазка. М.: Машиностроение, 1968. 718 с.
2. *Распопов В. Я.* Микромеханические приборы. М.: Машиностроение, 2007. 400 с.
3. *Хасьянова Д. У., Мукутадзе М. А.* Оптимизация опорной поверхности подшипника скольжения по параметру несущей способности с учетом зависимости вязкости смазочного материала от давления и температуры // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 4. С. 66.
4. *Турчак Л. И., Шидловский В. П.* Математическое моделирование проблем газовой смазки // Журнал вычислительной математики и математической физики. 2011. Т. 51. № 2. С. 329.
5. *Горшков А. Г., Морозов В. И., Пономарев А. Т., Шклярчук Ф. Н.* Аэрогидроупругость конструкций. М.: Физматлит, 2000. 592 с.
6. *Païdoussis M. P.* Dynamics of cylindrical structures in axial flow: A review // Journal of Fluids and Structures. 2021. V. 107. 103374.
7. *Indeitsev D. A., Osipova E. V.* Nonlinear effects in trapped modes of standing waves on the surface of shallow water // Technical Physics. 2000. V. 45. № 12. P. 1513.
8. *Velmisov P. A., Pokladova Y. V.* Mathematical modelling of the “Pipeline—pressure sensor” system // J. Phys. Conf. Ser. 2019. V. 1353. 01208.
9. *Бочкарев С. А., Лekomцев С. В., Матвеев В. П.* Гидроупругая устойчивость прямоугольной пластины, взаимодействующей со слоем текущей идеальной жидкости // Изв. РАН. МЖГ. 2016. № 6. С. 108.
10. *Tulchinsky A., Gat A. D.* Frequency response and resonance of a thin fluid film bounded by elastic sheets with application to mechanical filters // J. of Sound and Vibration. 2019. V. 438. P. 83.
11. *Могилевич Л. И., Попов В. С., Попова А. А.* Динамика взаимодействия пульсирующей вязкой жидкости со стенками щелевого канала, установленного на упругом основании // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2017. № 1. С. 15.
12. *Королева М. Р., Мищенкова О. В., Редер Т., Тенев В. А., Чернова А. А.* Численное моделирование процесса срабатывания предохранительного клапана // Компьютерные исследования и моделирование. 2018. Т. 10. № 4. С. 495.
13. *Raeder T., Mishchenkova O. V., Koroleva M. R., Tenenev V. A.* Nonlinear processes in safety systems for substances with parameters close to a critical state // Russian Journal of Nonlinear Dynamics. 2021. V. 17. No. 1. P. 119.
14. *Barulina M., Santo L., Popov V. Popova A., Kondratov D.* Modeling nonlinear hydroelastic response for the endwall of the plane channel due to its upper-wall vibrations // Mathematics. 2022. V. 10. 3844.
15. *Шевцова Е. В.* Газовое демпфирование в микромеханических приборах // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Приборостроение. 2006. № 2 (63). С. 100.
16. *Nayfeh A. H., Mook D. T.* Nonlinear oscillations New York: Wiley, 1979. 720 p.
17. *Пановко Я. Г.* Введение в теорию механических колебаний. М.: Наука, 1991. 256 с.
18. *Лойцянский Л. Г.* Механика жидкости и газа. М.: Дрофа, 2003. 840 с.
19. *Van Dyke M.* Perturbation Methods in Fluid Mechanics. Stanford: The Parabolic Press, 1975. 271 p.
20. *Krack M., Gertss J.* Harmonic Balance for Nonlinear Vibration Problems. New York: Springer, 2019. 159 p.

МЕХАНИКА МАШИН

УДК 531.8

МОДИФИКАЦИЯ ПЛАТФОРМЫ ГАУФА–СТЮАРТА С ШЕСТЬЮ СТЕПЕНЯМИ СВОБОДЫ

© 2024 г. И. В. Пашков

*Московский государственный университет им. М. В. Ломоносова, Москва, Россия**e-mail: pivpivpiv@yandex.ru*

Поступила в редакцию 26.01.2024 г.

После доработки 25.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Платформа Гауфа–Стюарта заняла важное место в производственных и научных отраслях, позволяя облегчить различные циклы производства или провести необходимые исследования. Ее развитие позволяет решать более новые и сложные задачи или облегчать выполнение уже существующих. В настоящей статье рассмотрена модификация классической платформы, рассмотрены решения прямой и обратных задач кинематики, реализация программы визуализации и алгоритма управления, как физической моделью платформы, так и виртуальной, проведена оценка параметров платформы. Прямая и обратная задачи кинематики являются одними из основных задач, описывающих платформу, на их основе можно рассмотреть поведение платформы в различных конфигурациях заданных параметров. Программа визуализации позволяет не только рассмотреть поведение платформы без необходимости применения физической модели платформы, но и управлять реальной платформой, передавая соответствующие сигналы в управляющий контур.

Ключевые слова: платформа Гауфа–Стюарта, шесть степеней свободы, прямая и обратная задачи кинематики, рабочая зона

DOI: 10.31857/S0235711924040028, **EDN:** OZLZUD

Платформа Гауфа–Стюарта позволяет испытывать различные объекты на устойчивость к нагрузкам, позволяет реализовывать различные тренажеры или даже размещает спутниковые антенны [1, 2]. Выходное звено платформы может позиционироваться в пространстве по шести координатам или двигаться в определенном диапазоне.

В общем случае платформа состоит из двух основных частей – неподвижного основания и подвижной платформы, которые соединены между собой шестью пневмоцилиндрами через шарниры. За счет изменения длины пневмоцилиндров платформа может совершать перемещение вдоль осей и вращательные движения в заданном диапазоне.

Для обеспечения выполнения различных задач в платформу вносятся различные конструкторские изменения. Одни имеют шесть степеней свободы [1] и изменяют положение и ориентацию под действием вращения приводов основания и неизменных длин стержней. Другие имеют три степени свободы [3, 4] и используют в кинематических цепях параллелограмма или механизмы со скользящими шарнирами.

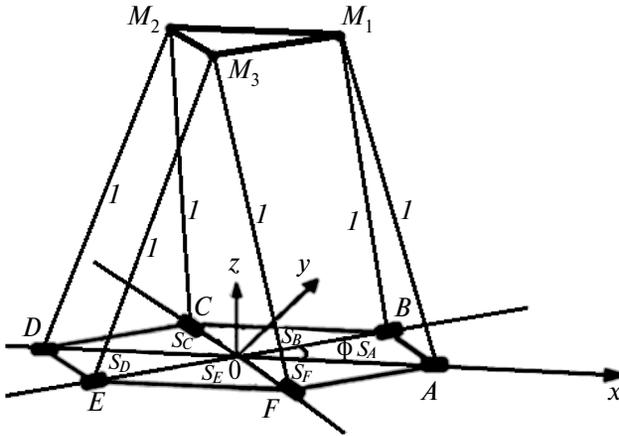


Рис. 1. Схема модифицированной платформы Гауфа–Стюарта: $l = 22.5$ см, $\varphi = 60^\circ$,
 $M_1M_2 = M_1M_3 = M_2M_3 = 5.5$ см, $S_{\min} = 9$ см $S_{\max} = 23$ см.

Еще одна вариация, предложенная в работе, подразумевает также фиксированную длину стержня, однако привода основания могут перемещаться вдоль своих направляющих, что позволяет увеличить линейные перемещения.

Основными задачами при проектировании платформы и определении ее возможностей являются прямая и обратная задачи кинематики. На их основе можно определить рабочие области платформы при различных заданных параметрах, реализовать программы по виртуальному моделированию поведения платформы и управлению физическими моделями.

Модификация платформы. Система состоит из двух основных частей: нижняя часть, которая состоит из шести подвижных приводов, каждый из которых отстоит от предыдущего на угол $\varphi = 60^\circ$ и верхняя часть, соединенные между собой шестью опорами постоянной длины (рис. 1).

В основании лежит неподвижная система координат с осями x , y , z . Подвижная платформа имеет свою систему координат x' , y' , z' . Координаты платформы определяются с помощью перемещения вдоль неподвижной системы координат. Три угла поворота определяют ориентацию платформы по отношению к основанию.

Прямая и обратная задачи кинематики. Прямая задача кинематики [5, 6, 7] заключается в определении положения и ориентации платформы для заданных положений приводов, а обратная [8] – в нахождении положения приводов по заданной ориентации платформы, при этом решаемая система уравнений имеет единственное решение.

Матрица поворота относительно основания определяется формулой

$$R = R_z R_y R_x = \begin{pmatrix} \cos\beta \cos\alpha & -\sin\beta \cos\gamma + \cos\beta \sin\alpha \sin\gamma & \sin\beta \sin\gamma + \cos\beta \cos\gamma \sin\alpha \\ \sin\beta \cos\alpha & \cos\beta \cos\gamma + \sin\beta \sin\gamma \sin\alpha & -\cos\beta \sin\gamma + \sin\beta \sin\beta \cos\gamma \\ -\sin\alpha & \cos\alpha \sin\gamma & \cos\alpha \cos\gamma \end{pmatrix}.$$

Для проведения дальнейших расчетов необходимо ввести следующее дополнение

$$\begin{pmatrix} x_{M_i} \\ y_{M_i} \\ z_{M_i} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_o \\ y_o \\ z_o \end{pmatrix} + R \begin{pmatrix} x'_{M_i} \\ y'_{M_i} \\ z'_{M_i} \end{pmatrix},$$

где $x'_{M_i}, y'_{M_i}, z'_{M_i}$ – координаты точек соединения, связанные с верхней частью платформы.

Согласно конфигурации платформы стержни имеют постоянную длину, а значит, система, описывающая платформу, выглядит следующим образом:

$$\begin{cases} l^2 = (S_A - x_{M_1})^2 + y_{M_1}^2 + z_{M_1}^2, \\ l^2 = (S_B \cos \varphi - x_{M_1})^2 + (S_B \sin \varphi - y_{M_1})^2 + z_{M_1}^2, \\ l^2 = (S_C \cos 2\varphi - x_{M_2})^2 + (S_C \sin 2\varphi - y_{M_2})^2 + z_{M_2}^2, \\ l^2 = (S_D \cos 3\varphi - x_{M_2})^2 + y_{M_2}^2 + z_{M_2}^2, \\ l^2 = (S_E \cos 4\varphi - x_{M_3})^2 + (S_E \sin 4\varphi - y_{M_3})^2 + z_{M_3}^2, \\ l^2 = (S_F \cos 5\varphi - x_{M_3})^2 + (S_F \sin 5\varphi - y_{M_3})^2 + z_{M_3}^2. \end{cases} \quad (1)$$

Решением обратной задачи кинематики выступает расстояние от начала координат до текущего положения привода. Соответственно используя систему (1), можно получить решение обратной задачи в виде системы

$$\begin{cases} S_A = x_{M_1} + \sqrt{l^2 - y_{M_1}^2 - z_{M_1}^2}, \\ S_B = \frac{x_{M_1} + \sqrt{3}y_{M_1} + \sqrt{-(\sqrt{3}x_{M_1} - y_{M_1})^2 - 4z_{M_1}^2 + 4l^2}}{2}, \\ \dots \end{cases} \quad (2)$$

В задаче наличие второй степени приводит к двум решениям, однако из-за конструкции платформы одно из решений невозможно получить, несмотря на его возможность с точки зрения аналитического решения. Таким образом, остается только одно решение (2).

Используя систему (1), можно также решить и прямую задачу кинематики, добавив еще три уравнения, описывающую подвижную платформу

$$\left. \begin{aligned}
 l^2 &= (S_A - x_{M_1})^2 + y_{M_1}^2 + z_{M_1}^2, \\
 l^2 &= (S_B \cos \varphi - x_{M_1})^2 + (S_B \sin \varphi - y_{M_1})^2 + z_{M_1}^2, \\
 l^2 &= (S_C \cos 2\varphi - x_{M_2})^2 + (S_C \sin 2\varphi - y_{M_2})^2 + z_{M_2}^2, \\
 l^2 &= (S_D \cos 3\varphi - x_{M_2})^2 + y_{M_2}^2 + z_{M_2}^2, \\
 l^2 &= (S_E \cos 4\varphi - x_{M_3})^2 + (S_E \sin 4\varphi - y_{M_3})^2 + z_{M_3}^2, \\
 l^2 &= (S_F \cos 5\varphi - x_{M_3})^2 + (S_F \sin 5\varphi - y_{M_3})^2 + z_{M_3}^2, \\
 M_1 M_2^2 &= (x_{M_1} - x_{M_2})^2 + (y_{M_1} - y_{M_2})^2 + (z_{M_1} - z_{M_2})^2, \\
 M_1 M_3^2 &= (x_{M_1} - x_{M_3})^2 + (y_{M_1} - y_{M_3})^2 + (z_{M_1} - z_{M_3})^2, \\
 M_2 M_3^2 &= (x_{M_2} - x_{M_3})^2 + (y_{M_2} - y_{M_3})^2 + (z_{M_2} - z_{M_3})^2.
 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Аналитически система (3) не решается, поэтому воспользуемся численными методами. Для ее решения был применен метод Ньютона из-за своей быстрой сходимости и возможности применения в реальном времени

$$\Delta X = W^{-1} F(X); X_{i+1} = X_i + \Delta X; W = \frac{\delta F}{\delta X},$$

где W – матрица Якоби; ΔX – отклонение от заданных положений.

Существуют и иные методы решения прямой задачи: исключение, аналитическое продолжение, базисы Гребнера, интервальный анализ, использование нейронных сетей [9]. Метод исключения обычно не очень устойчив, аналитическое продолжение [10] более устойчиво. Последние три метода наиболее быстрые и имеют большую числовую устойчивость, однако нейронные сети очень сложно реализовать аппаратно.

Визуализация. Моделирование движения платформы осуществлялось с использованием среды разработки Unity. В основе программы визуализации (рис. 2) лежит решение обратной задачи кинематики, которая связывает положение подвижной платформы с положением приводов.

Программа визуализации используется также для управления физической моделью. Процесс управления заключается в следующем: в программе визуализации формируется сообщение, включающее в себя данные о приводе, которому оно соответствует и содержит информацию о положении привода в виртуальной среде. На платформе происходит расшифровка сообщения и формирование сигнала управления. После этого датчики считывают текущее положение каждого привода и формируют ответное сообщение на программу визуализации, где происходит сравнение положений виртуальной и физической моделей и формируется новый сигнал управления.

Оптимальный размер платформы. Решение прямой задачи кинематики позволяет оценить рабочую зону платформы. Основными для исследования встают два вопроса: как изменится размер рабочей зоны при изменении параметров платформы и какие изменения в рабочей зоне произойдут при изменении углов ориентации.

Для исследования первого вопроса зафиксируем углы ориентации и рассмотрим только линейные перемещения, также неизменными будут размеры стержней и области перемещения приводов основания.

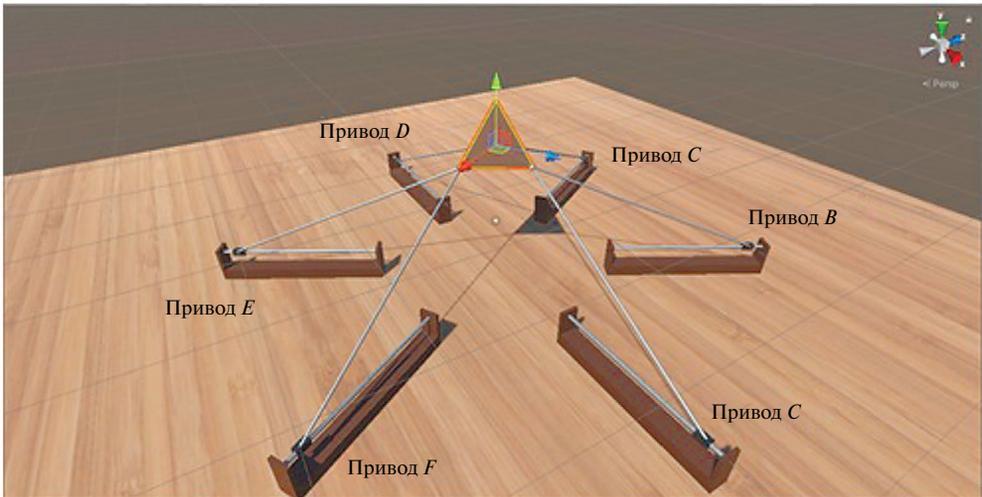


Рис. 2. Виртуальная модель платформы.

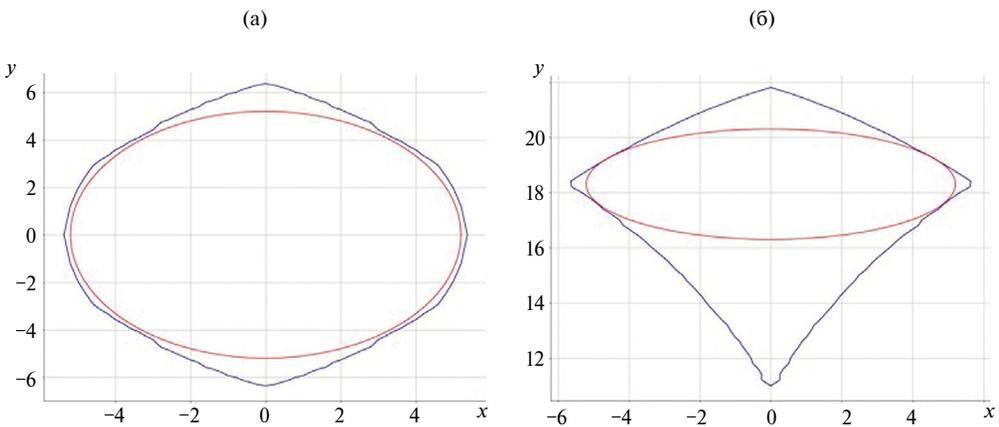


Рис. 3. Рабочая зона платформы со сторонами 5.5 см: (а) – горизонтальная; (б) – вертикальная.

Изменим размеры подвижной платформы и сравним полученные результаты с исходной платформой (рис. 3). В графики вписаны эллипсы, описывающие рабочую зону, в которой совершает линейные перемещения виртуальная модель. Для более удобного сравнения подобные эллипсы были выделены и на остальных графиках. Радиусы исходной области составляют: 5.2 см в горизонтальной плоскости (имеет форму круга) и 2.0 см и 5.2 см в вертикальной плоскости.

Рассмотрим результаты исследования рабочей зоны платформы с размерностью меньшей, чем исходная (рис. 4). Она имеет рабочую зону, превосходящую по всем параметрам исходную, в горизонтальной проекции радиусы имеют чуть больший размер (5.4 см), как и в вертикальной проекции (5.4 см и 2.1 см), что приводит к большему объему, а, следовательно, и большему числу допустимых положений.

Исследуем рабочую зону платформы с большими размерами подвижной части (рис. 5). В данном случае наблюдается обратный результат, относительно

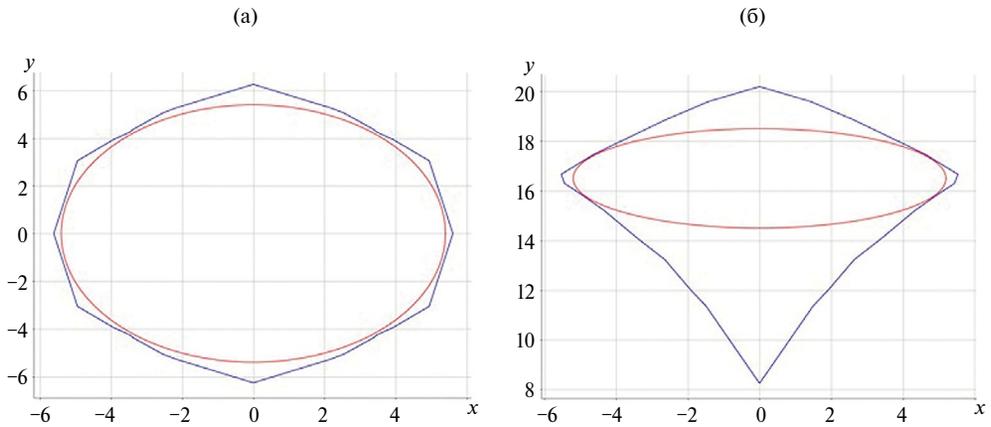


Рис. 4. Рабочая зона платформы со сторонами 4 см: (а) – горизонтальная; (б) – вертикальная.

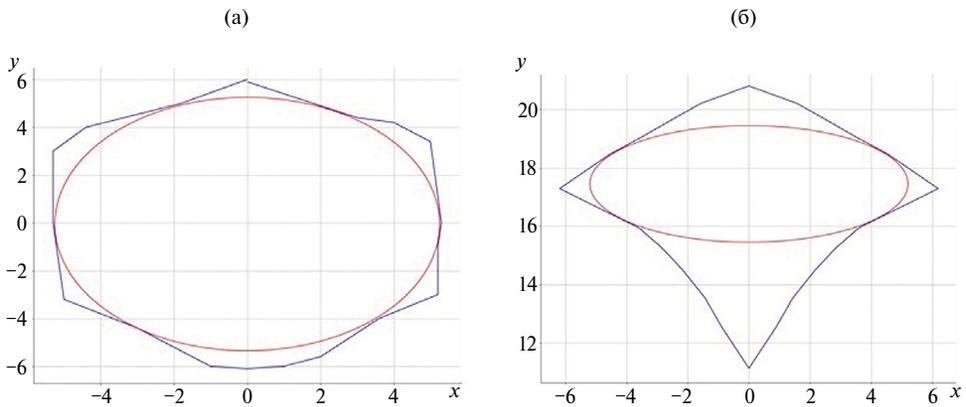


Рис. 5. Рабочая зона платформы со сторонами 7 см: (а) – горизонтальная; (б) – вертикальная.

предыдущего. Размеры области допустимых положений незначительно, но уменьшились, радиусы составляют 5.1 см в горизонтальной проекции и 5.1 см и 2 см в вертикальной, следовательно, увеличение размеров приведет к уменьшению рабочей области.

Рассмотрим второй вопрос, поставленный в начале главы. Введем ограничение на поворот вокруг каждой из осей в 30° , именно такие ограничения накладывает конструкция платформы в данный момент, при ее улучшении можно увеличить это значение. Для исследования изменений были зафиксированы два из трех углов и рассмотрены вращения по одной из осей. Шаг измерения был выбран в 3° . Как видно из полученных результатов (рис. 6), рабочая зона тем меньше, чем больше угол поворота и максимальна при отсутствии любого вращения.

При рассмотрении различных вариаций можно сделать вывод о том, что чем меньше размер подвижной платформы, тем больше рабочая зона, следовательно, больше положений, которые можно достичь. Однако при выборе размера подвижной платформы следует учитывать и конструкторские требования к платформе, что может также ограничить диапазон возможных размерностей. Если же обратить внимание на повороты, которые можно совершить, то становится, очевидно, что число

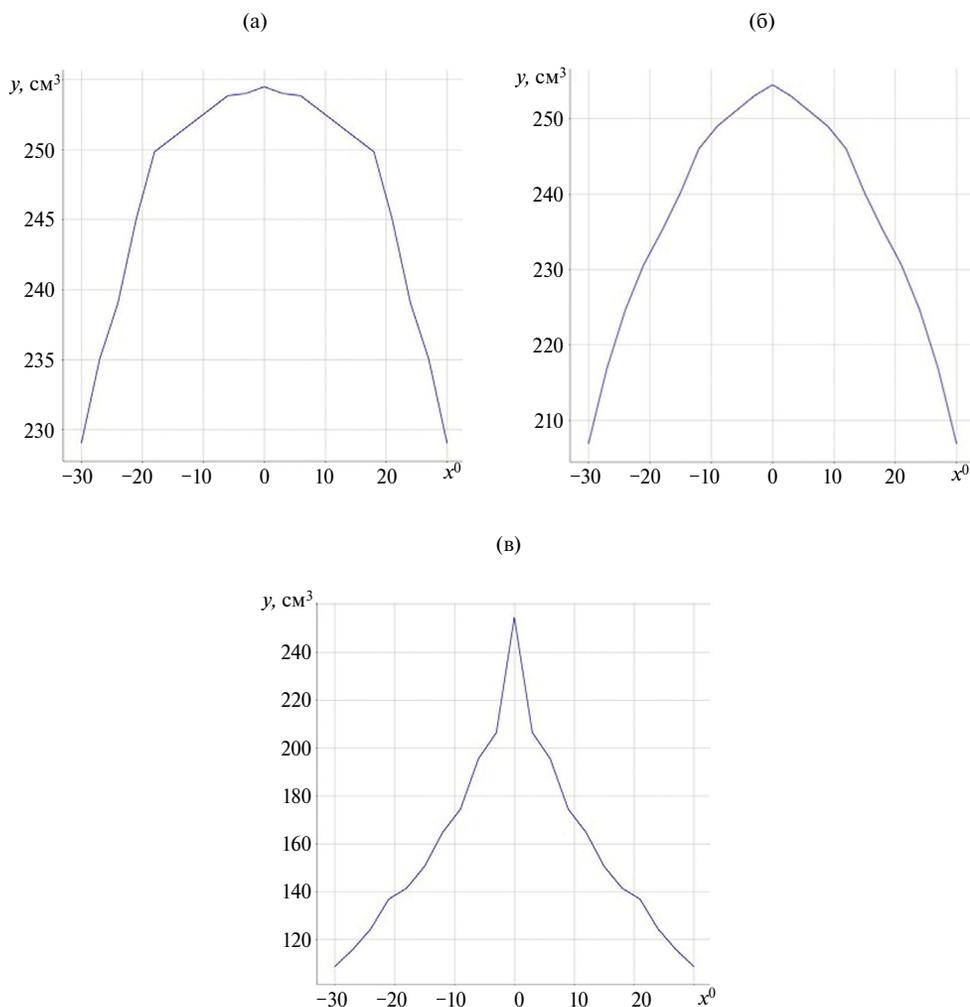


Рис. 6. Изменение объема рабочей зоны в зависимости от угла поворота: (а) – вокруг оси z ; (б) – вокруг оси y ; (в) – вокруг оси x .

положений уменьшается с увеличением угла поворота и максимально при его отсутствии, т.е. положении равновесия. В виду особенностей конструкции и наложенных ограничений, внутри рабочей зоны отсутствуют точки особых положений, а близкие к особым находятся только на границе. В связи с этим на перемещения моделей платформы наложены ограничения, чтобы исключить попадание в особые или близкие к особым положения.

Заключение. Таким образом, предложена вариация классической платформы Гауфа–Стюарта с шестью степенями свободы, которая превосходит свои аналоги в линейных перемещениях. Прямая и обратная задачи кинематики позволили полностью описать модель как математически, так и виртуально, используя виртуальную среду Unity. Модель в свою очередь позволяет наглядно оценить кинематические возможности платформы, а также рассчитать поведение платформы при изменении параметров самой платформы, линейных и угловых перемещений.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Московского государственного университета им. М. В. Ломоносова. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Сейдахмет А. Ж., Абдураимов А. Е., Камал А. Н.* Использование обратной кинематики и системы MATLAB для управления рычажной платформой стюарта // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. 2017. № 8–2. С. 216.
2. *Stewart D.* A Platform with Six Degrees of Freedom // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. 1965. V. 180 (15). P. 371.
3. *Ceccarelli M.* A New 3 D.O.F. Spatial Parallel Mechanism // Mechanism and Machine Theory. 1997. V. 32 (8). P. 895.
4. *Ebert-Uphoff I., Gosselin C. M.* Kinematic Study of a New Type of Spatial Parallel Platform Mechanism // Proceedings of ASME Design Engineering Technical Conferences. Atlanta, 1998.
5. *Dietmaier P.* The Stewart-Gough platform of general geometry can have 40 real postures in Advances in Robot Kinematics: Analysis and Control // Proceedings Paper, 6th Int. Symposium on Advances in Robot Kinematics, Salzburg, Austria, Jun-Jul, 1998. P. 7.
6. *Fichter E.* A Stewart Platform-Based Manipulator – General-Theory and Practical Construction // Int. J. of Robotics Research. 1986. V. 5 (2). P. 157.
7. *Gao X., Lei D., Liao Q., Zhang G.* Generalized Stewart-Gough platforms and their direct kinematics // IEEE Transactions on Robotics. 2005. V. 21 (2). P. 141.
8. *Лапинов А. Л., Пащенко В. Н.* Алгоритм решения прямой задачи кинематики многосекционного манипулятора параллельной структуры // Наука и Образование. МГТУ им. Н. Э. Баумана. Электрон. журн. 2014. № 12. С. 128.
9. *Geng Z., Haynes L. S.* Neural network solution for the forward kinematics problem of a Stewart platform // Robot. Comput. Integr. Manuf. 1992. V. 9 (6). P. 485.
10. *Sommese A. J., Wampler Ch. W.* Numerical Solutions of Polynomial Systems Arising in Engineering and Science. Singapore: World Scientific, 2005. 401 p.

**НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ,
ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

УДК 303.722.4:621.892

**ВЫБОР БАЗОВОГО РАСТИТЕЛЬНОГО МАСЛА ДЛЯ РАЗРАБОТКИ
БИОРАЗЛАГАЕМОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА С ПОМОЩЬЮ
МЕТОДА TOPSIS**© 2024 г. Л. Н. Марченко^{1, 2}, И. Н. Ковалева^{3, *}, В. В. Подгорная³¹*Гомельской государственной университет им. Ф. Скорины, Гомель, Беларусь*²*Научно-образовательный математический центр “Северо-Западный центр математических исследований им. С. Ковалевской” Псковского государственного университета, Псков, Россия*³*Институт механики металлополимерных систем им. В. А. Белого НАН Беларуси, Гомель, Беларусь**e-mail: innakov2@mail.ru

Поступила в редакцию 10.12.2023 г.

После доработки 02.04.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Рассмотрены растительные масла и животные жиры как базовые основы для разработки биоразлагаемых смазочных материалов. Проведена классификация таких материалов с помощью метода Уорда на основе расстояния Евклида с последующим уточнением методом k -средних по физико-химическим свойствам. Выбор материала, обладающего оптимальными характеристиками, осуществлялся с помощью метода TOPSIS. На основе рассчитанных коэффициентов относительной близости к “идеальному” материалу построен рейтинг смазочных материалов, среди которых наибольший интерес представляет рапсовое масло. Приведены сравнительные триботехнические характеристики растительных масел, имеющих наилучший рейтинг. Показано, что растительные масла не уступают минеральному и синтетическому. Результаты ранжирования могут использоваться в дальнейших фундаментальных и прикладных исследованиях по разработке биоразлагаемых смазочных материалов.

Ключевые слова: растительные масла, животные жиры, биоразлагаемые смазочные материалы, коэффициент трения, показатель износа, классификация масел, TOPSIS, рейтинг, загрязнение окружающей среды

DOI: 10.31857/S0235711924040038, EDN: OZKQVR

Проблемы загрязнения окружающей среды во всем мире обуславливают интерес исследователей и промышленных предприятий к смазочным материалам на основе растительных масел и животных жиров. Возрастающие требования к экологической безопасности в ряде отраслей промышленности, сельского и лесного хозяйства привели к использованию биоразлагаемых смазочных материалов на базовой основе из растительных масел [1, 2]. В тоже время, в условиях экономических санкций проблема импортозамещения приобрела особую актуальность и является определяющим фактором для развития отечественной экономики. В этой связи особо остро стоит вопрос поиска базовых компонентов для производства смазочных материалов

внутри страны, обеспеченных отечественным сырьем, технологиями и производственными мощностями [3]. Это позволит решить не только проблему расширения номенклатурного ряда смазочных материалов на отечественном рынке, но и проблему импортозамещения [4–6].

Основной проблемой отбора образцов для базовой основы является неравнозначность признаков, по которым он производится [5, 6], что обусловлено различной значимостью характеристик с точки зрения описания функциональности объекта. Решение проблемы возможно с помощью многокритериальных методов принятия решений [7–9]. В настоящем исследовании для выбора смазочного материала на основе физико-химических характеристик использовался метод TOPSIS (The Technique for Order of Preference by Similarity to Ideal Solution). Идея метода TOPSIS [8, 9] заключается в том, что из сравниваемых альтернатив (смазочных материалов) наилучшей считается та, которая имеет наименьшее расстояние от наилучшего варианта (“идеального” решения) и наибольшее расстояние от наихудшего (“антиидеального” решения). Актуальность применяемого метода состоит в том, что в результате оценки появляется возможность ранжировать смазочные материалы по физико-химическим свойствам с оптимальными характеристиками, что можно использовать как в прикладных исследованиях различной тематической направленности, так и фундаментальных.

Цель статьи – классификация и формирование объективного ранжирования растительных масел и животных жиров по физико-химическим свойствам для последующего выбора наиболее подходящих для разработки биоразлагаемых смазочных материалов.

Материалы и методы исследований. В качестве объектов исследования рассматривались следующие смазочные материалы: растительные масла, животные жиры, а также минеральное И-40 и синтетическое ПАО 100 масла без присадок для сравнения свойств с растительными объектами. Выбор масел и жиров обусловлен их экономической эффективностью и географической принадлежностью к Евразийскому и Азиатскому регионам. Рассматриваемые смазочные материалы и их физико-химические свойства представлены в табл. 1. Числовые данные, приведенные в табл. 1, приняты как среднестатистические значения, полученные из литературных источников [4–6, 10–14].

Выявление групп смазочных материалов со схожими физико-химическими свойствами проводилось в два этапа: предварительная идентификация кластеров материалов с помощью иерархического алгоритма Уорда и визуализацией в виде дендрограммы с последующим уточнением кластеров с помощью итерационной процедуры разбиения методом k -средних.

Пусть $X = [x_{ij}]$ матрица характеристик смазочных материалов (объектов) X_1, \dots, X_m по физико-химическим свойствам K_1, \dots, K_K ; $i = 1, \dots, m$; $j = 1, \dots, K$. Каждый i -й смазочный материал представлен точкой в K -мерном пространстве с координатами $X_i = (x_{i1}, \dots, x_{iK})$. Согласно методу Уорда при расчете расстояний между кластерами используется прирост суммы квадратов расстояний объектов до центров, полученных в результате объединения кластеров, т.е. оптимизируется минимальная дисперсия внутрикластерных расстояний [7–9]. В качестве расстояния между объектами X_l и X_k используется расстояние Евклида

$$d_{lk} = \sqrt{\sum_{j=1}^K (x_{lj} - x_{kj})^2}, \quad l, k = 1, \dots, m.$$

Ранжирование смазочных материалов по физико-химическим свойствам осуществлялось с помощью метода TOPSIS, состоящего из следующих шагов. По

Таблица 1. Физико-химические свойства объектов исследования

Масло	Свойства				
	Плотность при 20°C, кг/м ³	Кинематическая вязкость при 100°C, мм ² /с	Кислотное число, мг КОН/г	Температура вспышки, °С	Температура застывания, °С
	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5
Рапсовое, X_1	906.1	8.09	6.40	224	-9
Подсолнечное, X_2	927.5	7.93	2.44	320	-16
Кукурузное, X_3	915.0	8.50	0.35	234	-12
Льняное, X_4	930.0	6.33	0.70	280	-21
Оливковое, X_5	911.3	8.43	5.90	285	-12
Соевое, X_6	923.7	7.67	0.03	318	-12
Пальмовое, X_7	917.6	8.62	0.17	315	30
Касторовое, X_8	1068.7	19.88	1.18	296	-27
Кокосовое, X_9	925.0	8.25	0.50	232	19
Конопляное, X_{10}	928.0	7.30	0.40	225	-25
Свиной жир, X_{11}	916.0	7.43	1.50	210	35
Говяжий жир, X_{12}	870.0	7.38	1.80	225	38
Куриный жир, X_{13}	820.0	7.11	1.30	160	25
Минеральное И-40, X_{14}	890.0	8.50	0.05	200	-15
ПАО 100, X_{15}	845.0	9,80	0,05	290	-30

исходной матрице $X = [x_{ij}]$ находятся элементы нормализованной матрицы $Y = [y_{ij}]$ по формуле

$$y_{ij} = \frac{x_{ij}}{\sqrt{\sum_{i=1}^m x_{ij}^2}}, \quad i = 1, \dots, m, j = 1, \dots, K.$$

Веса w_j свойств $K_j, j = 1, \dots, K$, определяются с помощью энтропийного подхода [15]. Энтропия j -го свойства K_j есть

$$e_j = -\frac{1}{\ln m} \sum_{i=1}^m z_{ij} \ln z_{ij},$$

где $z_{ij} = \frac{x_{ij}}{\sum_{i=1}^m x_{ij}}.$

При этом, если $z_{ij} = 0$, то считается, что $z_{ij} \ln z_{ij} = 0$.

Если все свойства информативны, то веса показателей равны

$$w_j = \frac{d_j}{\sum_{i=1}^m d_j},$$

где $d_j = 1 - e_j, j = 1, \dots, K$.

Тогда элементы взвешенной нормализованной матрицы $V = [v_{ij}]$ определяются по формуле $v_{ij} = y_{ij} \cdot w_j$, $i = 1, \dots, m$; $j = 1, \dots, K$.

Идеальное позитивное решение A^+ и наихудшее решение A^- представляют собой максимальное и минимальное значения в столбцах матрицы V

$$A^+ = \left(\max_{1 \leq i \leq m} v_1, \dots, \max_{1 \leq i \leq m} v_K \right) = (v_1^+, \dots, v_K^+),$$

$$A^- = \left(\min_{1 \leq i \leq m} v_1, \dots, \min_{1 \leq i \leq m} v_K \right) = (v_1^-, \dots, v_K^-).$$

Далее для каждого смазочного материала X_i рассчитываются расстояния s_i^+ и s_i^- , характеризующие близость к идеальному наилучшему A^+ и наихудшему A^- решениям соответственно:

$$s_i^+ = \sqrt{\sum_{j=1}^K (v_j^+ - v_{ij})^2}, \quad s_i^- = \sqrt{\sum_{j=1}^K (v_j^- - v_{ij})^2}, \quad i = 1, \dots, m.$$

Коэффициент относительной близости X_i к идеальному решению A^+ определяется по формуле

$$C_i = \frac{s_i^-}{s_i^+ + s_i^-}.$$

Коэффициент C_i , $0 \leq C_i \leq 1$, характеризует оценку i -го смазочного материала согласно рассматриваемых свойств $K_1 - K_K$. Чем выше значение C_i , тем более высокий рейтинг имеет смазочный материал X_i , $i = 1, \dots, m$.

Измерение показателя износа D_n объектов исследования проводили по ГОСТ 32502–2013 на ЧШМ-К1 (Технопромкомплект, Украина). Начальная нагрузка составляла $N = 40.0 \pm 1.0$ кгс, время проведения испытаний $t = 60 \pm 1$ мин, скорость вращения вала $W = 1460.0 \pm 70.0$ мин⁻¹, диаметр шариков $D = 2.7 \pm 0.1$ мм, материал шариков ШХ15. Коэффициент трения f при малых нагрузках исследовали на микротрибометре МТУ 2К7 [16] по схеме возвратно-поступательного движения шара по плоскости. Начальная нагрузка составляла $N = 1.00 \pm 0.01$ Н, скорость движения – 5.00 ± 0.01 мм/с, длина одного прохода – 5 мм, диаметр шарика – $D = 4.60 \pm 0.01$ мм, материал индентора-шарика и плоской подложки ШХ15. Исследуемое жидкое масло наносилось на очищенную плоскую подложку в объеме 10 мкл и оставлялось на 120 мин для самопроизвольного растекания по поверхности. Твердые жиры наносились без контроля объема намазыванием одноразовым деревянным медицинским шпателем, а излишки удалялись безворсовой салфеткой. На индентор масло не наносилось. Количество повторений каждого испытания составляло 5 с доверительным интервалом 95%.

Результаты исследований и их обсуждение. Кластеризация рассматриваемых смазочных материалов $X_1 - X_{15}$ (табл. 1) по физико-химическим свойствам $K_1 - K_5$ с помощью метода Уорда на основе расстояния Евклида дала шесть кластеров (рис. 1). Далее проведена уточненная классификация методом k -средних, в результате которой получаем эти же группы материалов. Смазочные материалы касторовое масло X_8 , куринный жир X_{13} и ПАО 100 X_{15} образовали три одиночных кластера: С3, С5, С6. Оставшиеся смазочные материалы образовали следующие кластеры: кластер С1 – рапсовое X_1 , кукурузное X_3 , конопляное X_{10} , минеральное И-40 X_{14} ; кластер С2 – льняное X_4 , оливковое X_5 , соевое X_6 , пальмовое X_7 , подсолнечное X_2 ; кластер С4 – свиной жир X_{11} , говяжий жир X_{12} , кокосовое X_9 .

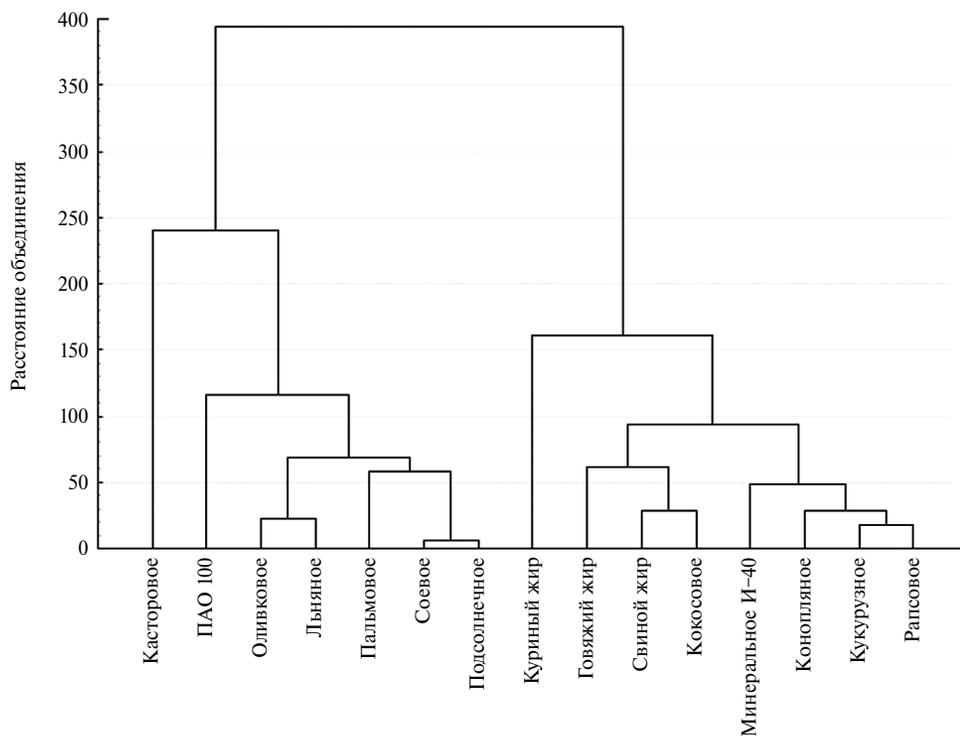


Рис. 1. Дендрограмма смазочных материалов.

Средние значения физико-химических свойств K_1 – K_5 в кластерах представлены на рис. 2.

Наибольшее различие средних значений физико-химических свойств в кластерах наблюдается по K_1 (плотность при 20°C) и K_4 (температура вспышки). При этом эти свойства являются одними из ключевых для смазочных материалов, поскольку плотность определяет смазочную способность и образование защитной пленки на поверхностях трения, а температура вспышки – минимальную температуру воспламенения паров масла при нагревании. Поэтому при разработке смазочных материалов для заданных условий работы узла трения следует в большей степени ориентироваться именно на эти параметры [17].

Далее определим смазочный материал, который обладает оптимальными характеристиками с помощью метода TOPSIS. Значения y_{ij} нормализованной матрицы Y представлены в табл. 2.

Энтропии и веса показателей приведены в табл. 3.

Наиболее отличающиеся по физико-химическими свойствам, согласно табл. 3, оказываются температура застывания K_5 ($w_5 = 0.511$) и кислотное число K_3 ($w_3 = 0.445$), наименее – плотность K_1 ($w_1 = 0.001$) и температура вспышки K_4 ($w_4 = 0.012$), что согласуется с проведенной выше классификаций смазочных материалов.

Ранжирование рассматриваемых смазочных материалов согласно методологии TOPSIS основано на относительной близости к “идеальному” материалу с наилучшими физико-химическими свойствами (табл. 4).

Согласно данным, представленным в табл. 4, наилучшее приближение к “идеальной” базовой основе для смазочного материала по указанным физико-химическим

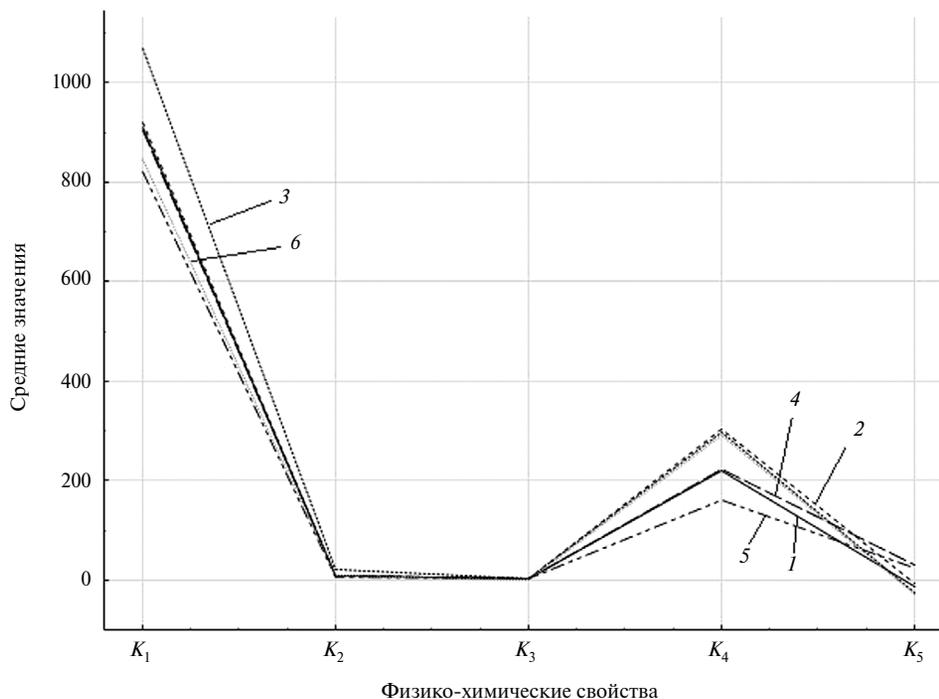


Рис. 2. Средние значения физико-химических свойств в кластерах: 1 – кластер С1: рапсовое, кукурузное, конопляное, минеральное И-40; 2 – кластер С2: подсолнечное, льняное, оливковое, соевое, пальмовое; 3 – кластер С3: касторовое; 4 – кластер С4: кокосовое, свиной жир, говяжий жир; 5 – кластер С5: куриный жир; 6 – кластер С6: ПАО 100.

Таблица 2. Нормализованная матрица $Y = [y_{ij}]$

	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5
Рапсовое, X_1	0.26	0.23	0.67	0.22	-0.03
Подсолнечное, X_2	0.26	0.22	0.26	0.32	-0.18
Кукурузное, X_3	0.26	0.24	0.04	0.23	-0.13
Льняное, X_4	0.26	0.18	0.07	0.28	-0.23
Оливковое, X_5	0.26	0.23	0.62	0.28	-0.13
Соевое, X_6	0.26	0.21	0.00	0.32	-0.13
Пальмовое, X_7	0.26	0.24	0.02	0.31	0.33
Касторовое, X_8	0.30	0.55	0.12	0.30	-0.30
Кокосовое, X_9	0.26	0.23	0.05	0.23	0.21
Конопляное, X_{10}	0.26	0.20	0.04	0.22	-0.28
Свиной жир, X_{11}	0.26	0.21	0.16	0.21	0.39
Говяжий жир, X_{12}	0.25	0.21	0.19	0.22	0.42
Куриный жир, X_{13}	0.23	0.20	0.14	0.16	0.28
Минеральное И-40, X_{14}	0.25	0.24	0.01	0.20	-0.17
ПАО 100, X_{15}	0.24	0.27	0.01	0.29	-0.33

Таблица 3. Энтропии и веса показателей K_1-K_5

Показатель	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5
e_j	0.999	0.982	0.754	0.993	0.717
w_j	0.001	0.032	0.445	0.012	0.511

Таблица 4. Ранжирование смазочных материалов

Смазочный материал	Ранг
Рапсовое масло, X_1	3
Подсолнечное масло, X_2	6
Кукурузное масло, X_3	9
Льняное масло, X_4	12
Оливковое масло, X_5	5
Соевое масло, X_6	10
Пальмовое масло, X_7	4
Касторовое масло, X_8	13
Кокосовое масло, X_9	7
Конопляное масло, X_{10}	14
Свиной жир, X_{11}	2
Говяжий жир, X_{12}	1
Куриный жир, X_{13}	8
Минеральное И-40, X_{14}	15
ПАО 100, X_{15}	11

свойствам из растительных масел показали рапсовое масло X_1 , пальмовое X_7 , оливковое X_5 и подсолнечное X_2 , ранги которых равны 3, 4, 5 и 6 соответственно; из животных жиров – говяжий X_{12} и свиной жиры X_{11} , ранги которых 1 и 2 соответственно. Таким образом, проведенное исследование позволило выделить две группы масел: жидкие масла – рапсовое, оливковое, подсолнечное; твердые масла и жиры – говяжий жир, свиной жир и пальмовое масло. Синтетическое и минеральное масло по данной методике показали не очень высокий рейтинг.

По результатам ранжирования проведены триботехнические исследования коэффициента трения f и показателя износа $D_{и}$ масел с лучшим рейтингом (табл. 5).

Данные в табл. 5 показывают согласованность результатов ранжирования для растительных масел по физико-химическим свойствам с триботехническими характеристиками: в обоих случаях из растительных масел рапсовое масло X_1 дает наилучшее приближение к “идеальному” смазочному материалу. Минеральное масло И-40 X_{14} и ПАО 100 X_{15} по триботехническим характеристикам не соответствуют рейтингу по методу TOPSIS и имеют лучшие характеристики, чем растительные масла. Это связано с их строением и свойствами, неучтенными в рассмотренной методике [18].

Выводы. Анализ физико-химических свойств растительных масел и животных жиров показал, что растительные масла и животные жиры обладают физико-химическими свойствами не хуже минерального и синтетического масел. Однако многообразие признаков и объектов исследований создают трудности при выборе наиболее оптимальных масел для разработки смазочных материалов на их основе. Методами

Таблица 5. Триботехнические характеристики объектов исследования

Объект исследования	Ранг	f	$D_{и}$, мм
Рапсовое масло, X_1	3	0.21 ± 0.01	0.67 ± 0.01
Подсолнечное масло, X_2	6	0.25 ± 0.02	0.68 ± 0.01
Оливковое масло, X_3	5	0.22 ± 0.02	0.68 ± 0.04
Пальмовое масло, X_7	4	0.21 ± 0.01	0.51 ± 0.03
Свиной жир, X_{11}	2	0.19 ± 0.01	0.48 ± 0.04
Говяжий жир, X_{12}	1	0.18 ± 0.01	0.41 ± 0.01
Минеральное И-40, X_{14}	15	0.17 ± 0.02	0.65 ± 0.01
ПАО 100, X_{15}	11	0.16 ± 0.03	0.57 ± 0.02

кластерного анализа проведена классификация масел по пяти физико-химическим свойствам.

Показано, что при выборе оптимального смазочного материала с помощью метода TOPSIS наиболее энтропийными свойствами являются плотность материала и температура вспышки. Определены коэффициенты, характеризующие наилучшее приближение к “идеальному” смазочному материалу по рассматриваемым свойствам, что позволило ранжировать смазочные материалы.

По результатам кластеризации и ранжирования были выделены две группы смазочных материалов: жидкие масла – рапсовое, оливковое, подсолнечное; твердые жиры и масла – говяжий жир, свиной жир и пальмовое масло. Составляющие этих групп обладают схожими физико-химическими свойствами, с одной стороны, и близки к “идеальному” смазочному материалу, с другой.

Результаты триботехнических испытаний свидетельствуют о соответствии ранжирования растительных масел и животных жиров по физико-химическим свойствам их триботехническим характеристикам – коэффициенту трения и показателю износа. Таким образом, можно говорить о том, что для разработки биоразлагаемого смазочного материала в качестве базовой основы целесообразно использовать рапсовое масло.

Предложенные методы можно использовать для выбора оптимальных объектов по заданным свойствам, при наличии большого количества неравнозначных и некоррелирующих между собой признаков, и количества самих объектов, в различных отраслях исследований прикладного и фундаментального значения.

Финансирование. Работа выполнена в рамках ГПНИ “8. Материаловедение, новые материалы и технологии” подпрограммы “8.4. Многофункциональные и композиционные материалы” задания № 4.2.3 НИР 1 и ГБ 23-02 “Вероятностные и алгебраические модели сложных структур”.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Directive 2003/30/EC8.05/2005; Directive 2009/28/EC23.07.2009.
2. Holmberg K., Erdemir A. Influence of tribology on global energy consumption, costs and emissions // Friction. 2017. № 5. P. 263.
<https://doi.org/10.1007/s40544-017-0183-5>
<https://president.gov.by/ru/documents/ukaz-no-156-ot-7-maya-2020-g>
3. Поляков В. С., Никифорова Т. Е., Козлов В. А., Базаров Ю. М. Смазочные композиции на основе рапсового масла // Химия и химическая технология. 2008. Т. 51. № 3. С. 58.

4. Григорьев Ф. А., Подгорная В. В., Марченко Л. Н., Ковалева И. Н. Оптимизация концентрации антиокислительной присадки в пластичном смазочном материале на основе рапсового масла // ММММ. 2023. Т. 64. № 3. С. 66.
<https://doi.org/10.46864/1995-0470-2023-3-64-66-72>
5. Стрельцов В. В., Бугаев А. М. Перспективы использования в технике масел растительного происхождения // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2010. № 32. С. 47.
6. Зак Ю. А. Прикладные задачи многокритериальной оптимизации. М.: Экономика, 2014. 455 с.
7. Черноруцкий И. Г. Методы оптимизации и принятия решений. СПб.: Лань, 2001. 384 с.
8. Hwang C. L., Yoon K. Multiple attributes decision making methods and applications. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1981. 269 p.
<https://doi.org/10.1007/978-3-642-48318-9>
<https://fitaudit.ru/categories/oil/linolenic>
9. Гуреев А. А., Фукс И. Г., Лаихи В. Л. Химмотология. М.: Химия, 1986. 368 с.
10. Игнатовец О. С., Лазарева О. Г., Леонтьев В. Н. Идентификация животного жира по жирнокислотному составу // Труды БГУ. Физиологические, биохимические и молекулярные основы функционирования биосистем. 2006. Вып. 1. С. 257.
11. Григорьев А. Я., Ковалева И. Н., Крейвайтис Р., Купчинскас А., Падгурскас Ю. Влияние жирнокислотного состава и структуры алкильных радикалов триглицеридов растительных масел на их триботехнические характеристики // Трение и износ. 2016. Т. 37. № 6. С. 755.
12. Myshkin N. K., Grigoriev A. Ya., Kavaliova I. N. Influence of Composition of Plant Oils on Their Tribological Properties // Tribology in Industry. 2017. V. 39. № 2. P. 207.
<https://doi.org/10.24874/ti.2017.39.02.07>
13. Kasprzak D. A doubly extended TOPSIS method for group decision making based on ordered fuzzy numbers // Expert Systems with Applications. 2018. V. 116. P. 243.
<https://doi.org/10.1016/j.eswa.2018.09.023>
14. Григорьев А. Я., Гуцев Д. М., Зозуля А. П., Ковалева И. Н., Кудрицкий В. Г., Мышкин Н. К., Семенов М. С. Возвратно-поступательный миллитрибометр МТУ-2К7 // Трение и износ. 2014. Т. 35. № 6. С. 664.
15. Чичинадзе А. В., Браун Э. Д., Буше Н. А. и др. Учебник для технических вузов. 2-е изд. перер., и доп. / Под общ. ред. А. В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2001. 664 с.
16. Ковалева И. Н., Колесников И. В., Сычев А. П., Подгорная В. В., Иванова И. В., Шубитидзе В. В. Методы отбора базового сырья для разработки биоразлагаемых смазочных материалов // Труды Ростовского государственного университета путей сообщения. 2023. Т. 62. № 4. С. 28.

**НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ,
ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

УДК 621.9.02

**ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ ПРИ
ТОЧЕНИИ ЗАГОТОВКИ ИЗ АЛЮМОМАТРИЧНОГО ЛИТОГО
КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА****© 2024 г. А. И. Пронин¹, В. В. Мыльников², *, Д. А. Валько¹, А. А. Вороной¹,
М. В. Мыльникова², Н. А. Рябов²**¹*Комсомольский-на-Амуре государственный университет, Комсомольск-на-Амуре, Россия*²*Нижегородский государственный архитектурно-строительный университет,
Нижний Новгород, Россия***e-mail: mrmynikov@mail.ru*

Поступила в редакцию 17.10.2023 г.

После доработки 24.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

В статье представлено решение задачи определения составляющих силы резания и температуры резания при точении алюмоматричного литого композиционного материала. В качестве параметра оптимизации приняты составляющие силы резания и температура резания при обработке алюмоматричного литого композиционного материала твердым сплавом. Исследования проводили на специально сконструированной для этих целей экспериментальной установке, состоящей из токарного станка и стенда для регистрации, контроля и анализа динамических процессов, в виде сигнала от резца, при проведении токарной обработки. Проведена компьютерная и математическая обработка методом наименьших квадратов полученных результатов, которая позволила вывести расчетные формулы для определения значений исследуемых факторов. Определены оптимальные значения факторов, соответствующие оптимальным значениям составляющих силы резания, и соответствующие им значения температуры резания.

Ключевые слова: алюминиевый сплав, твердый сплав, композиционный материал, скорость резания, подача резания, глубина резания, сила резания, температура резания

DOI: 10.31857/S0235711924040041, **EDN:** OZJHSS

Наилучшую результативность механической обработки деталей машин и изделий с достижением минимальной себестоимости и максимального экономического эффекта на производстве можно получить лишь при условии оптимальных соотношений технологического процесса в конкретно заданных условиях обработки [1–5]. Выбор предпочтительных параметров и выявление диапазонов их значений с результативными комплексными показателями эффективности механической обработки материалов является одной из приоритетных задач решения параметрической оптимизации технологических процессов. Особая актуальность таких задач выходит на передний план при оптимизации параметров обработки новых современных малоизученных материалов нового поколения [6–9].

Упрочненные алюминиевые сплавы относятся к новому классу конструкционных материалов. По сравнению с традиционными алюминиевыми сплавами они

имеют более высокие механические и эксплуатационные свойства [7, 8]. Способ их получения литье в кокиль, или прессование по технологии порошковой металлургии. Заготовки из упрочненных алюминиевых сплавов нуждаются в последующей лезвийной обработке. Этот процесс недостаточно изучен и требует дополнительных исследований физических процессов, протекающих в зоне резания. Настоящее исследование посвящено одному из таких процессов, который является одним из основных для определения режимных параметров обработки. Зная силы, действующие в процессе резания, можно рассчитать деформационные процессы в зоне формообразования, выбрать режущий инструмент, определить мощность, затрачиваемую на резание, а также осуществлять рациональную эксплуатацию станка и инструмента. Одним из ключевых шагов к повышению эффективности и устойчивости процесса обработки алюмоматричных композиционных материалов, упрочненных дисперсными частицами Al_2O_3 является оптимизация параметров обработки [9, 10].

Представленные параметры точения не соответствуют чистовым и получистовым режимам, применяемым при изготовлении деталей из алюмоматричных композиционных материалов. В связи с этим, целью исследований являются переходы технологических операций механической обработки, которые применяются для данного класса материалов.

Цель исследования определить параметры обработки: составляющие силы и температуру резания соответствующие режимам обработки, которые рассчитаны по эмпирическим зависимостям и определить оптимальные параметры обработки алюмоматричного литого композиционного материала.

Выбор факторов эксперимента. Предварительный анализ режимов токарной обработки позволил определить наиболее значимые факторы, оказывающие существенное влияние на силу и температуру резания, тем самым значительно сократить временные затраты в реализации поставленной цели. В общем случае на исследуемые параметры оказывают следующие группы факторов: 1) геометрические размеры применяемых режущих пластин; 2) износ режущего инструмента; 3) основные параметры режимов токарной обработки; 4) твердость материала, по которому производили процесс резания; 5) смазочно-охлаждающая технологическая среда.

Для решения поставленной задачи: 1) пластины использовали массово производимые в соответствии с ГОСТ заводом-изготовителем, где геометрические размеры являются стандартизированными, т.е. на результаты в исследовании влияния не оказывают; 2) износ принят постоянным. Кроме того, в настоящем исследовании для полного исключения влияния износа на динамику изменения силы и температуры резания в процессе твердого точения было до минимума сокращено время контакта режущей поверхности пластины с поверхностью заготовки; 3) исходя из опыта ранее выполненных работ в качестве контролируемых параметров были выбраны скорости подачи и резания при фиксированной глубине резания; 4) твердость обрабатываемых заготовок была принята как постоянный фактор, не влияющий на результаты исследования.

С целью обеспечения необходимой идентичности условий и достоверности получаемых результатов измерение значений исследуемых факторов производили на заготовках с одинаковыми диаметрами.

Методика проведения исследования. Исследования проводили на специально сконструированной для этих целей экспериментальной установке, состоящей из токарного станка марки 16К20Ф3С32 и стенда *STD.201-2* для регистрации, контроля и анализа динамических процессов, в виде сигнала от резца, при проведении токарной обработки. Динамометр, смонтированный в конструкции данного стенда, служит для замера составляющих силы резания: F_x – осевая, F_y – радиальная,

F_z – тангенциальная и имеет измерительный преобразователь, передающий сигналы динамических нагрузок на блок управления. Такой блок используется в качестве платы сбора данных электросигналов с датчиков *STD201-2* и форматирует в *high-speed USB2.0* с последующей передачей на порт *USB ПЭВМ*.

В качестве испытуемого инструмента использовали проходной резец с механическим креплением сменных многогранных пластин (СМП). Державка резца сечением 20×20 мм. Геометрические параметры резца: передний угол $\gamma = -7^\circ$; задний угол $\alpha = 5^\circ$; угол наклона режущей кромки $\lambda = 0^\circ$. Материал СМП – ВК8 (92%WC + 8%Co). Форма СМП трехгранная ГОСТ 19042–80 (ИСО 1832-85) с обозначением ТВЕА15, 880408RMT. Теплопроводность материала режущей части инструмента $\lambda_p = 50.2$ Вт/(м·°C).

В качестве материала заготовок для проведения исследований использовался дисперсно-упрочненный алюминиевый сплав. Заготовка диаметром 32.5 мм и длиной 60 мм.

Диапазон скоростей резания и подач для обработки был рассчитан по эмпирическим формулам [11].

Последовательность эксперимента состояла из следующих этапов: 1) заготовку устанавливали и зажимали в патроне станка 16К20Ф3С32; 2) перед каждым экспериментом заменяли режущую кромку пластины с целью снижения влияния ее износа на экспериментальные значения; 3) проводили измерения силы и температуры резания, для этого использовали динамометр и пирометр *Testo 835-T2*.

Результаты экспериментов. Проводили три серии экспериментов. Первая серия экспериментов выполнялась с фиксированной скоростью подачи и резания при изменении глубины резания. Вторая серия экспериментов выполнялась при фиксированных значениях глубины и скорости резания при изменении скорости подачи. Третья серия экспериментов выполнялась при фиксированных значениях глубины и скорости подачи при изменении скорости резания. Во всех трех сериях экспериментов определяли значения силы F_x , F_y , F_z и температуры T . В каждой серии осуществляли по 4 этапа исследований с одинаковым приращением на пяти значениях изменяемых параметров.

Экспериментально полученные данные были сведены в табл. 1.

При проведении исследований первой серии экспериментов с постоянной скоростью подачи, составляющей 0.15 мм/об и скорости резания, равной 118 м/мин, при изменении глубины резания от 0.2 до 2.5 мм наблюдали монотонное увеличение, как температуры, так и всех составляющих F_x , F_y , F_z силы резания. При увеличении глубины резания от 0.2 до 2.5 мм сильнее всего наблюдался рост радиальной F_y составляющей силы резания, что подтверждает результаты, представленные в работах [5, 6, 12]. Величина этой составляющей силы резания возросла в 5.3 раза. При том же изменении глубины резания величина осевой F_x и тангенциальной F_z составляющей силы резания увеличилась в среднем в 2.3 раза, а значение температуры в 1.6 раза.

Во второй серии экспериментов при постоянной глубине резания, равной 0.5 мм, и скорости резания, равной 118 м/мин, при изменении скорости подачи от 0.05 до 0.3 мм/об с приростом на одинаковое значение, составляющее 0.1 мм/об на первых трех этапах эксперимента и 0.05 мм/об на четвертом этапе эксперимента наблюдали монотонное увеличение как температуры, так и всех составляющих F_x , F_y , F_z силы резания. При увеличении скорости подачи от 0.05 мм/об до 0.3 мм/об сильнее всего наблюдался рост радиальной F_y составляющей силы резания – в 3.75 раза. При том же изменении скорости подачи величина осевой F_x и тангенциальной F_z составляющих силы резания увеличилась в среднем в 3 раза, а значение температуры – в 2.2 раза.

Таблица 1. Результаты эксперимента

Номер серии эксперимента	t , мм	S_0 , мм/об	n , мин ⁻¹	V , м/мин	F_x , Н	F_y , Н	F_z , Н	T , °С
1	0.2	0.15	1250	118	8	3	15	61
	0.5				9	6	21	78
	1.0				14	10	29	85
	2.5				19	16	34	99
2	0.5	0.05	1250	118	6	4	10	45
		0.15			9	6	21	78
		0.25			14	10	27	91
		0.30			17	15	32	98
3	0.5	0.15	800	75	12	13	28	69
			1000	94	11	10	25	73
			1250	118	9	6	21	79
			1600	151	8	6	19	99

При испытаниях в третьей экспериментальной серии при постоянной глубине резания, равной 0.5 мм, и скорости подачи, равной 0.15 мм/об, при изменении скорости резания от 75 до 151 м/мин наблюдали монотонное уменьшение всех составляющих F_x , F_y , F_z силы резания при этом происходило увеличение температуры. При увеличении скорости резания от 75 до 151 м/мин сильнее всего наблюдалось уменьшение радиальной F_y составляющей силы резания в 2.1 раза, а значение температуры возросло в 1.4 раза.

Обработка экспериментальных результатов. Полученные результаты (табл. 1) подвергли компьютерной обработке, для этого применили программу “Microsoft Office Excel”, в которой выполнили графическое построение полученных зависимостей, составляющих F_x , F_y , F_z силы резания и температуры T , представленных на рис. 1, 2 и 3.

На рис. 1 изображены полученные в ходе экспериментов зависимости температуры T и составляющих F_x , F_y , F_z силы резания от глубины резания t . Откуда видим, что с увеличением t возрастает F_x , F_y , F_z и, следовательно, количество выделяющейся теплоты. При $t = 2.5$ мм наблюдается самые большие значения составляющих силы резания F_x , F_y , F_z и температуры T .

На рис. 2 изображены полученные в ходе экспериментов зависимости температуры T и составляющих F_x , F_y , F_z силы резания от скорости подачи S_0 . Откуда видим, что с увеличением S_0 возрастают F_x , F_y , F_z и, следовательно, количество выделяющейся теплоты. При $t = 2.5$ мм наблюдается самые большие значения составляющих силы резания F_x , F_y , F_z и температуры T .

На рис. 3 изображены полученные в ходе экспериментов зависимости температуры T и составляющих F_x , F_y , F_z силы резания от скорости резания V . Откуда видим, что с увеличением V уменьшаются F_x , F_y , F_z , при этом температура резания увеличивается. При $V = 118$ м/мин наблюдается самые минимальные значения составляющих силы резания F_x , F_y , F_z и самая максимальная температура T .

На основании полученных экспериментальных данных и построенных графиков проводили математическую обработку полученных результатов, используя метод наименьших квадратов, которая позволила вывести расчетные формулы (табл. 2) для определения значений исследуемых факторов.

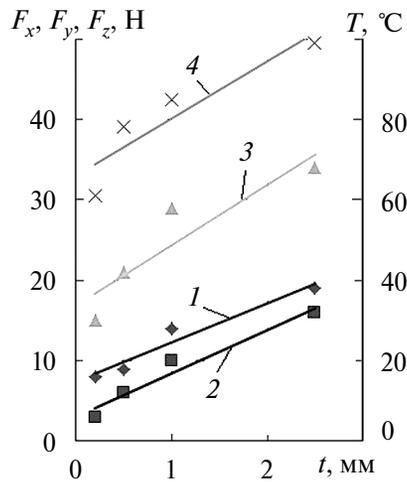


Рис. 1. Зависимости: 1 – $F_x(t)$; 2 – $F_y(t)$; 3 – $F_z(t)$; 4 – $T(t)$ при: $V = 118$ м/мин; $S_0 = 0.15$ мм/об; $\gamma = -7^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $h_s = 0$.

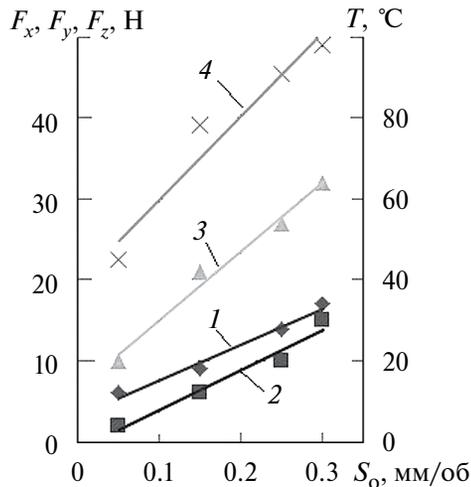


Рис. 2. Зависимости: 1 – $F_x(S_0)$; 2 – $F_y(S_0)$; 3 – $F_z(S_0)$; 4 – $T(S_0)$ при: $V = 118$ м/мин; $t = 0.5$ мм; $\gamma = -7^\circ$; $\varphi = 90^\circ$; $h_s = 0$.

Выводы. 1. Наиболее влияющим фактором на составляющие силы резания является глубина резания t , при ее изменении от 0.2 до 2.5 мм, составляющие силы резания в среднем возрастают в 2.3–5.3 раза. При увеличении глубины резания соответственно увеличивается площадь срезаемого слоя $t \times S_0$ и объем деформируемого материала. **2.** Не менее важным режимным параметром является подача на оборот S_0 , при ее изменении от 0.05 до 3.0 мм/об составляющие силы резания в среднем возрастают от 3.0 до 3.75 раза. При увеличении подачи также увеличивается площадь срезаемого слоя. Замедление роста составляющих силы резания при увеличении подачи объясняется тем, что при увеличении подачи соответственно увеличивается толщина среза; известно, что с увеличением толщины среза уменьшается деформация в зоне

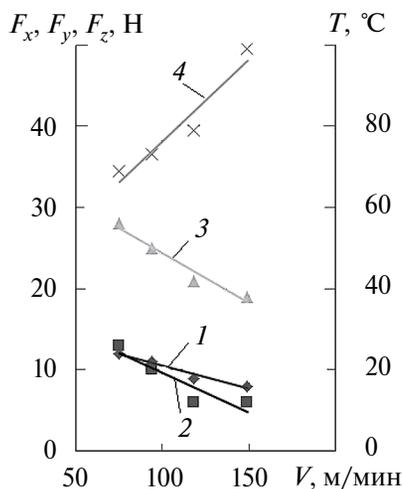


Рис. 3. Зависимости: 1 – $F_x(V)$; 2 – $F_y(V)$; 3 – $F_z(V)$; 4 – $T(V)$ при $S = 0.15$ мм/об; $t = 0.5$ мм; $\gamma = -7^\circ$; $\phi = 90^\circ$; $h_s = 0$.

Таблица 2. Расчетные формулы для определения T и F_x, F_y, F_z

Режимы резания			Формула для определения $T, ^\circ\text{C}$	Формула для определения F_x, F_y, F_z, H		
$V, \text{ м/мин}$	$S_0, \text{ мм/об}$	$t, \text{ мм}$		F_x	F_y	F_z
118	0.15	0.2–2.5	$T = 14.2t + 65.8$	$F_x = 4.8t + 7.4$	$F_y = 5.4t + 3.1$	$F_z = 7.5t + 16.9$
118	0.05–0.3	0.5	$T = 206.1S + 39.4$	$F_x = 44.1S + 3.2$	$F_y = 49.2S - 1$	$F_z = 84.8S + 6.6$
75–151	0.15	0.5	$T = -0.4V + 134.5$	$F_x = -0.06V + 16.1$	$F_y = -0.1V + 19.4$	$F_z = -0.12V + 36.7$

резания. Это и приводит к замедлению роста составляющих силы резания. 3. Менее значимым фактором является скорость резания V , при изменении скорости от 75 до 151 м/мин при постоянных S_0 и t , составляющие силы резания уменьшаются в среднем в 1.2 раза. Причину такого уменьшения можно объяснить уменьшением ширины стружки с увеличением скорости резания. Другим фактором, который уменьшает составляющие силы резания, является увеличение угла сдвига с увеличением скорости резания. Большой угол сдвига приводит к снижению усилий сдвига в зоне первичного сдвига. Третьей причиной снижения составляющих силы резания может быть термическое размягчение алюминиевой матрицы, которое происходит с повышением температуры резания. 4. Количество тепла, выделяемого при механической обработке алюмоматричного композиционного материала, больше, чем тепло, выделяемое в некомпозитном материале. Предпочтительным диапазоном скорости резания, на токарном станке обеспечивающим устойчивый процесс резания и качество обработанной поверхности, является 120–150 м/мин. При этих скоростях снижаются, вырыв твердой фазы композиционного материала и шероховатость обработанной поверхности до $R_a 1.25$. 5. С увеличением глубины и скорости подачи возрастают составляющие силы резания и, следовательно, количество выделяющейся теплоты.

Но составляющая силы резания возрастает в меньшей степени, чем увеличивается подача, и потому прирост тепла отстает от роста подачи. При этом центр давления стружки на резец отдалается от режущей кромки и увеличивается площадь соприкосновения стружки с резцом, поэтому улучшаются условия теплоотвода. **6.** С ростом скорости резания увеличивается количество выделяющейся теплоты. При этом возрастает и температура резания, т.к. условия теплоотвода остаются практически неизменными. Однако прирост температуры отстает от увеличения скорости резания.

Финансирование работы. Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-13-20009, <https://rscf.ru/project/22-13-20009/>

Конфликт интересов. Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Stephenson D. A., Agapiou J. S.* Metal Cutting Theory and Practice. Boca Raton, London, New York: CRC Press, 2005. 864 p.
2. *Ashley S.* High – speed machining goes mainstream // Mechanical Engineering. 1995. № 5. P. 56.
3. *Боровский Г. В., Григорьев С. Н., Маслов А. Р.* Современные технологии обработки материалов. М.: Машиностроение, 2015. 304 с.
4. *Plaza M.* The pros and cons of high-speed machining // Canadian Machinery and Metalworking. 1995. September. P. 8.
5. *Schulz H., Moriwaki T.* High – speed machining // CIRP Annals. 1992. V. 41 (2). P. 637.
6. *Грубый С. В.* Оптимизация процесса механической обработки и управление режимными параметрами. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 149 с.
7. *Чернышова Т. А. и др.* Дисперсно-наполненные композиционные материалы для пар трения скольжения // Конструкции из КМ. 2007. № 3. С. 38.
8. *Мыльников В. В., Пронин А. И., Мыльникова М. В., Романова Е. А., Шетулов Д. И.* Исследование теплофизических процессов получения различных алюмоматричных композитов // Журнал технической физики. 2023. Т. 93. № 1. С. 29.
9. *Макаров А. Д.* Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
10. *Saravanan T., Udayakumar R.* Optimization of machining hybrid metal matrix composites using desirability analysis // J. Sci. Res. 2013. V. 15. № 12. P. 1691.
11. *Даниленко Б. Д.* Выбор режимов резания при токарной обработке алюминиевых сплавов резами с СМП при работе на станках с ЧПУ // Машиностроитель. 2010. № 7. С. 17.
12. *Плотников А. Л., Таубе А. О.* Управление режимами резания на токарных станках с ЧПУ: Монография. Волгоград: РПК “Политехник”, 2003. 184 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.791.922

ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СИСТЕМЫ “ИЗНОСОСТОЙКАЯ НАПЛАВКА–ОСНОВНОЙ МЕТАЛЛ” НА ПРИМЕРЕ ЛЕЗВИЯ ЛЕМЕХА “ЛЕМКЕН”

© 2024 г. **А. М. Михальченков**¹, **И. Н. Кравченко**^{2, *}, **С. М. Сычёв**¹, **И. В. Козарез**¹,
А. К. Аноприенко², **О. В. Бармина**², **С. А. Феськов**¹

¹*Брянский государственный аграрный университет,
Брянская обл., Выгоничский р-н, с. Кокино, Россия*

²*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия*

**e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru*

Поступила в редакцию 19.02.2024 г.

После доработки 14.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Представлены материалы о симметричном влиянии тепловых полей на обратную от наплавки сторону, выражающемся в одинаковой форме эпюр распределения твердости. Введение условных критериев оценки свойств зоны термического влияния позволило косвенно оценить ее напряженное состояние. Получены числовые значения твердости отдельных участков наплавленного образца.

Ключевые слова: абразивостойкая наплавка, зона термического влияния, остаточные напряжения, физико-механические свойства, эпюра твердости

DOI: 10.31857/S0235711924040057, **EDN:** OZHGTN

Проблема обеспечения высокого ресурса деталей почвообрабатывающих машин, эксплуатирующихся в условиях абразивного изнашивания, даже при наличии современных упрочняющих технологий, не теряет своей значимости [1–5]. При этом особое место в плане повышения стойкости к абразивному изнашиванию занимают подрезающие элементы плугов (цельнометаллические лемеха и ножи составных лемехов) в силу их высокой нагруженности со стороны почвенной среды [6–10]. Классическим методом повышения износостойкости лезвийной части этих деталей является наплавка тыльной стороны абразивостойким сплавом [11–13]. Такая технология применяется при изготовлении лемехов как отечественного, так и зарубежного производства [14–16]. Большинство зарубежных компаний, как правило, избегает подобного вида упрочнения, предпочитая проводить термоупрочняющую обработку всей детали. Между тем известная компания “ЛЕМКЕН” (ведущий международный производитель почвообрабатывающей техники) считает целесообразным, наряду с термоупрочнением, дополнительно проводить наплавку тыльной стороны лезвийной области абразивостойким материалом (рис. 1а). При этом лемеха данного производителя отличаются повышенным ресурсом [17–19]. Однако даже сравнительно высокий ресурс не исключает необходимость проведения научно-исследовательских и прикладных работ, направленных на повышение долговечности подобных изделий путем их восстановления с одновременным упрочнением.

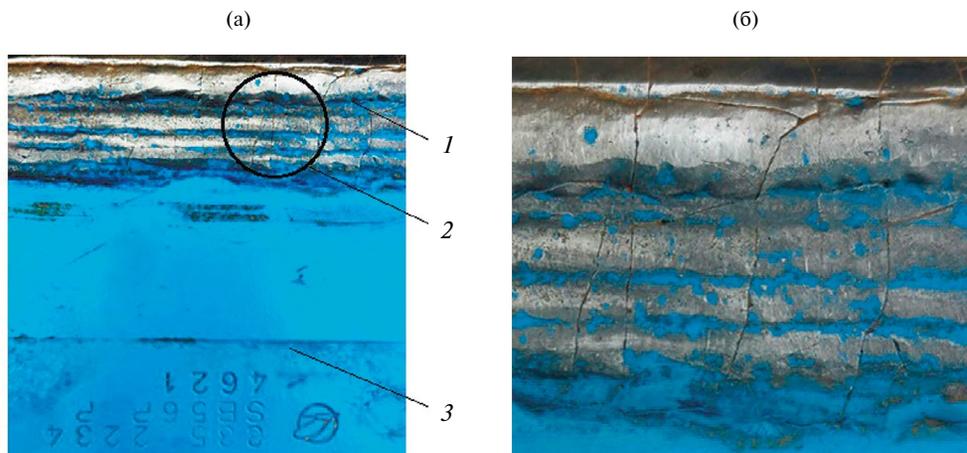


Рис. 1. Фрагменты ножа: (а) – тыльная сторона с абразивостойкой наплавкой; (б) – трещины в наплавленном металле; 1 – наплавленный слой; 2 – трещины; 3 – металл ножа.

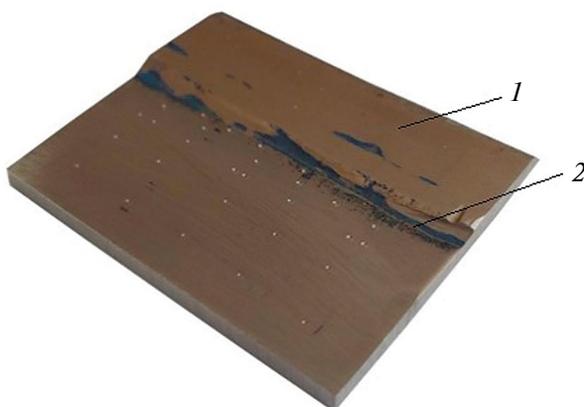


Рис. 2. Натурный образец для испытаний: 1 – наплавленная область; 2 – основной металл.

В свою очередь разработка технологий реставрации требует знаний физико-механических свойств как основного и наплавленного металлов, так и участков зоны термического влияния, которые в большинстве случаев оцениваются пробой на твердость [20, 21]. К сожалению, такие сведения в известных источниках отсутствуют по причине закрытости технологической информации.

Целью исследования является изучение и анализ распределения твердости по поверхности сечения “наплавленный металл–основной металл” ножа составного лемха плуга “LEMKEN”.

Методика исследований. Для проведения эксперимента использовались образцы габаритами 50×50 мм, вырезанные из ножей составных плугов производства компании “LEMKEN” (рис. 2) наплавленных с тыльной стороны. После проведения механической обработки, при подготовке поверхностей к исследованиям, их толщина составляла: в области наплавки 6 мм; в области основного металла – 4 мм. Вырезание элементов производилось с обильным охлаждением для исключения влияния теплоты резания на изменение свойств опытных образцов.

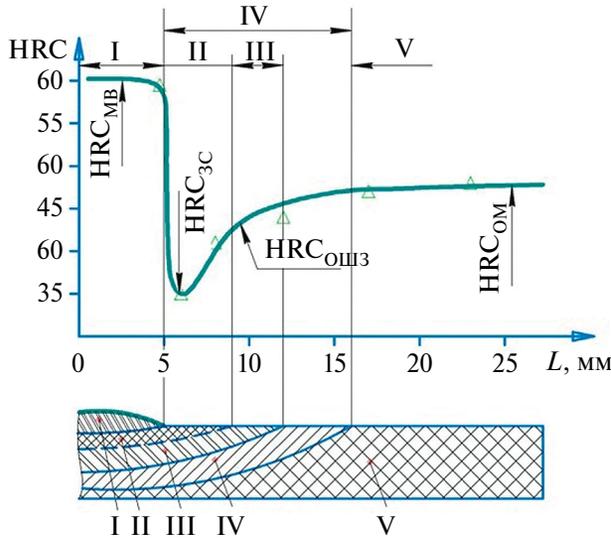


Рис. 4. Эпюра распределения твердости тыльной стороны (с наплавкой).

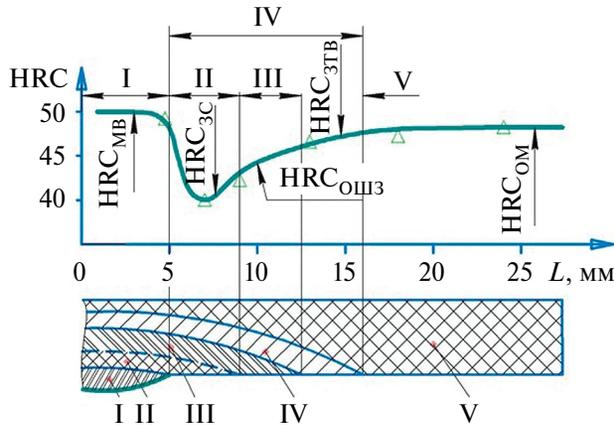


Рис. 5. Эпюра распределения твердости рабочей стороны (без наплавки).

По данным измерений $k_n = 2$ мм; $k_p = 2$ мм; $k'_n = 10$ мм; $k'_p = 9$ мм. Полученные данные сведены в табл. 1 и 2.

Рассмотрим эпюру твердости стороны детали с абразивостойкой наплавкой (рис. 4, табл. 1).

Твердость наплавленного металла составляет 60HRC, что указывает на высокую абразивостойкость [22, 23]. При этом образующийся в зоне сплавления сплав имеет твердость от 35 до 42 HRC. Столь резкое снижение HRC обусловлено, по-видимому, не только структурными и фазовыми превращениями, но и наличием растягивающих напряжений σ_p достаточно высокого уровня, приводящих к деформации металла на этом участке. Присутствие σ_p значительной величины подтверждается наличием трещин в наплавленном металле (рис. 16). Образование и развитие микротрещин в этом случае

Таблица 1. Абсолютные оценочные показатели

Участок	HRC _{ни}	HRC _{pi}	$l_{ни}$, мм	l_{pi} , мм
I–МВ	60	50	–	–
II – ЗС	35–42	40–44	4.2	4.6
III – ОШЗ	42–46	44–46	3.0	2.7
IV – ЗТВ	–	–	11.5	11.9
V – ОМ	48	47	–	–

Таблица 2. Относительные оценочные показатели

Участок	$\Delta_{ни}$	Δ_{pi}	v_n	v_p	v'_n	v'_p
Зона сплавления	1.7	1.2	12.5	6.6	1.3	0.8

возможно и на структурном уровне. Последующий рост HRC (околошовная зона) связан с понижением степени переохлаждения металла данного участка и как следствие, уменьшением уровня растягивающих напряжений (кристаллизация и затвердевание металла происходит с относительно невысокой скоростью). Кроме того, происходит формирование структуры близкой к структуре основного металла. Твердость основного металла (48HRC) соответствует твердости ножа лемеха в исходном состоянии.

Необходимо особо отметить, что тепловые процессы и фазовые превращения, имеющие место при проведении наплавки, оказывают влияние и на противоположную сторону ножа, где наплавленный металл отсутствует, что является нехарактерным явлением для данного технологического воздействия (рис. 5, табл. 1). Такое влияние выражается неравномерным распределением твердости в сечении образца. При этом конфигурация эпюры “HRC–L” схожа с формой эпюры, построенной для стороны с наличием наплавки (рис. 4 и 5). Следует полагать, что влияние тепловых полей, в этом случае, фактически симметрично распространяется на обратную от наплавки сторону. Между тем, исходя из числовых значений твердостей, это воздействие существенно меньше.

Так, HRC в области наплавленного металла составляет 50 единиц, что несколько выше твердости основного металла (HRC47). По-видимому, в этом случае сказывается фактор термоупрочнения, хотя и незначительно. Зона сплавления характеризуется некоторым увеличением показателей твердости по сравнению с аналогичным участком наплавленной части – 40–44 HRC против 35–42 HRC. Металл околошовной зоны имеет такую же твердость, что и металл ОШЗ наплавленной стороны, указывая тем самым на подобие температурных воздействий для обеих сторон (табл. 1).

Как следует из полученных значений, твердость основного металла одинакова на обеих сторонах. Различие в одну единицу укладывается в допускаемую ошибку измерений.

Измерение ($l_{ни}$ и l_{pi}) изучаемых зон области наплавки позволяют констатировать, что их числовые значения примерно одинаковы для обеих сторон. Это еще раз подтверждает выдвинутое предположение о симметричном распределении температурных полей в поперечном сечении опытных образцов при проведении наплавки.

Таким образом, температурное воздействие при наплавке оказывает заметное влияние на механические свойства металла стороны, обратной от стороны с твердой наплавкой. При этом характер такого воздействия в сечении для обеих сторон, в большой степени, одинаков.

Рассмотрение абсолютных показателей, хотя и позволяет сделать определенные выводы, но не дает полной оценки явлений, происходящих в ЗТВ. Поэтому был проведен анализ эпюр “HRC–L” с использованием вновь введенных условных параметров (табл. 2), а также еще раз отмечено, что все расчеты условных показателей проводятся относительно минимального значения твердости в зоне сплавления.

В соответствии с данными, приведенными в табл. 2, степень падения твердости в зоне сплавления со стороны с наплавкой Δ_{ni} составляет 1.7 и превышает аналогичный параметр со стороны без наплавки в 1.4 раза. Это дает основание сделать предположение о более высоком уровне остаточных напряжений в зоне термического влияния наплавленной области.

Однако сделанное выше предположение требует подтверждения, т.к. на степень напряженного состояния локальных участков при сварке и наплавке существенное влияние будет оказывать ширина данных участков. Для того чтобы учесть ее влияние и был введен параметр, характеризующий скорость падения твердости и нарастания HRC в зоне термического влияния v_i .

Результаты анализа табл. 2 показывают, что v_i в зоне сплавления области наплавки фактически в 2 раза превышают такую же характеристику обратной стороны. Данное обстоятельство подтверждает, высказанное ранее мнение о достаточно высоком уровне остаточных напряжений в области наплавки и сравнительно не высоком их уровне на обратной стороне.

В свою очередь, скорость нарастания твердости области наплавки в десять раз меньше скорости ее падения (табл. 2). В то же время v_i больше v_p в 8 раз. Это указывает на сравнительно невысокую скорость прохождения металлургических процессов при остывании опытных образцов, которая обеспечивает снижение уровня σ_p .

Выводы. 1. Температурное воздействие при наплавке оказывает большое влияние на физико-механические свойства металла стороны, обратной от стороны с твердой наплавкой. При этом характер такого воздействия в сечении для обеих сторон в большей степени одинаков. **2.** Эпюры твердости наплавленной стороны и стороны без наплавки по своей форме идентичны, однако отличаются величиной твердости. Кроме того, эти эпюры имеют зоны, характерные для большинства видов наплавки. **3.** Введены критерии, характеризующие степень падения твердости и скорости ее изменения в зонетермического влияния, а также показано, что уровень остаточных напряжений наплавленной области значительно выше такого же уровня на обратной стороне.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета в рамках FFGU-2024-0024 по результатам исследований, выполненных с использованием оборудования ЦКП ИМАШ РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Виноградов В. В.* Достоинства и недостатки современных способов упрочнения рабочих органов почвообрабатывающих машин // Образование, наука и производство. 2015. № 2 (11). С. 39.
2. *Аулов В. Ф., Лялякин В. П., Ишков А. В. и др.* Разработка технологии упрочнения рабочих органов сельхозмашин с большим износом // Труды ГОСНИТИ. 2016. Т. 123. С. 164.
3. *Константинов В. М., Ткаченко Г. А., Щербаков В. Г.* Комплексное обеспечение долговечности корпуса почвообрабатывающего плуга поверхностным и объемным упрочнением быстрознашиваемых деталей: Монография. Перспективные материалы и технологии. Т. 2. Витебск: УО ВГТУ, 2017. С. 324.
4. *Стребков С. В., Слободюк А. П., Бондарев А. В., Сахнов А. В.* Упрочнение стрелчатых культиваторных лап электроискровым легированием // Вестник АПК Ставрополья. 2019. № 1 (33). С. 21.

5. Катаев Ю. В., Соломашкин А. А., Герасимов В. С. Способ организации технического обслуживания и ремонта деталей сельскохозяйственной техники // *Агроинженерия*. 2022. Т. 24. № 5. С. 67.
6. Коротков В. А. Исследование износостойкости твердых наплавочных материалов в производственных условиях // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. 2013. № 1. С. 45.
7. Дудников А. А., Беловод А. И., Пасюта А. Г. и др. Технологические способы повышения долговечности и ресурса рабочих органов почвообрабатывающих машин // *Технологический аудит и резервы производства*. 2015. Т. 5. № 1 (25). С. 4.
8. Сидоров С. А., Миронов Д. А., Зволинский В. Н. Результаты научно-практических исследований повышения технического уровня рабочих органов плугов общего назначения // *Технический сервис машин*. 2018. Т. 131. С. 114.
9. Новиков В. С. Обеспечение долговечности рабочих органов почвообрабатывающих машин. М.: ИНФРА-М, 2019. 155 с.
10. Бердиев Д. М., Юсупов А. А. Повышение износостойкости стальных изделий методом нестандартных режимов термической обработки // *Литье и металлургия*. 2021. № 2. С. 100.
11. Бабицкий Л. Ф., Москалевиц В. Ю., Мищук С. А. Методика исследований бионически обоснованной упрочняющей наплавки культиваторных лап и ножей почвообрабатывающих орудий // *Известия сельскохозяйственной науки Тавриды*. 2015. № 2 (165). С. 54.
12. Михальченко А. М., Локтев А. А., Михальченкова М. А. Влияние технологии двухслойной наплавки низкоуглеродистыми электродами на интенсивность изнашивания и ресурс восстановленных плужных лемехов // *Упрочняющие технологии и покрытия*. 2017. № 7 (151). С. 296.
13. Михальченко А. М., Синяя Н. В., Случевский А. М., Кожухова Н. Ю. Износы правого ножа скоростного плуга ПСКУ и технологические мероприятия по увеличению его долговечности // *Технический сервис машин*. 2021. № 3 (144). С. 122.
14. Измайлов А. Ю., Лобачевский Я. П., Сидоров С. А. и др. Использование биметаллических сталей для повышения ресурса рабочих органов сельскохозяйственных машин // *Вестник Российской академии сельскохозяйственных наук*. 2013. № 2. С. 80.
15. Новиков А. А., Широков М. Н., Смирнов М. В. Термическое упрочнение лемехов плужных корпусов зарубежного производства // *Конструирование, использование и надежность машин сельскохозяйственного назначения*. 2017. № 1 (16). С. 122.
16. Лобачевский Я. П., Миронов Д. А., Миронова А. В. Основные направления повышения ресурса быстроизнашиваемых рабочих органов сельскохозяйственных машин // *Сельскохозяйственные машины и технологии*. 2023. № 17 (1). С. 41.
17. Аристанов М. Г., Шахов В. А., Аверкиев А. А., Кващенко В. И. Повышение долговечности лемехов плугов фирмы Lemken // *Известия Оренбургского государственного аграрного университета*. 2012. № 2 (34). С. 57.
18. Соловьев С. А., Шахов В. А., Аристанов М. Г. Технология восстановления плуга фирмы Lemken // *Труды ГОСНИТИ*. 2013. Т. 113. С. 245.
19. Лискин И. В., Миронов Д. А., Панов А. И. Повышение долговечности плужных лемехов с износостойкими покрытиями // *Вестник ФГОУ ВПО "МГАУ им. В. П. Горячкина"*. 2019. № 1 (89). С. 39.
20. Тюрева А. А., Козарез И. В., Дьяченко А. В. Твердость лемехов компании Vogel & Noot // *Вестник Брянской ГСХА*. 2016. № 3 (55). С. 60.
21. Денисов В. А., Кожухова Н. Ю., Орехова Г. В., Михальченкова М. А. Влияние конструкции лемеха и наплавочного армирования на твердость его носовой части // *Тракторы и сельхозмашины*. 2016. № 7. С. 36.
22. Костылева Л. В., Гапич Д. С., Моторин В. А., Новиков А. Е. Микроструктура и абразивная износостойкость тяжело нагруженных деталей чизельных плугов из высокопрочного чугуна // *Черные металлы*. 2019. № 3 (1047). С. 37.
23. Миронов Д. А., Сидоров С. А., Лискин И. В. Прочностные и ресурсные характеристики почворежущих рабочих органов // *Сельскохозяйственные машины и технологии*. 2019. Т. 13. № 3. С. 39.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.923.74

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПОДБОРА МАНЖЕТ ДЛЯ ГЕРМЕТИЗАЦИИ ФЛАНЦА КОРОБКИ ПЕРЕДАЧ ЯМЗ ПРИ РЕМОНТЕ

© 2024 г. О. А. Леонов^{1, *}, Н. Ж. Шкаруба¹, Ю. Г. Вергазова¹, Г. А. Нестеркин¹

¹Российский государственный аграрный университет – МСХА им. К. А. Тимирязева,
Москва, Россия

*e-mail: metr@rgau-msha.ru

Поступила в редакцию 09.02.2024 г.

После доработки 25.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Теоретически обоснована и практически апробирована методика подбора манжет для поверхностей валов при ремонте. Методика заключается в обосновании диаметров ремонтных размеров валов на основании данных по износам и подбора манжет под эти размеры по внутреннему диаметру с целью обеспечения таких же натягов, как у новых соединений. Практическое применение методики рассмотрено на соединении выходного вала коробки передач.

Ключевые слова: посадка, манжета, долговечность, натяг, допуск размера, допуск посадки

DOI: 10.31857/S0235711924040062, EDN: OZAYYJ

На надежность сборочных единиц существенное влияние оказывает долговечность работы уплотнительных устройств. Утечки масла в коробках передач, редукторах, двигателях, и др. агрегатах составляют 20–30% от общего числа отказов, а в послеремонтный период отказы уплотнений встречаются в 1.5 раза чаще, чем в доремонтный. При ремонте агрегатов и сборочных единиц различной техники все уплотнения подлежат замене и от 10 до 80% сопряженных с ними деталей – валов, которые требуют замены или восстановления [1].

В современных сборочных единицах машин и механизмов различного назначения большое распространение получили резиновые армированные манжеты. Манжеты сопрягаются с валами, а герметичность данных соединений обеспечивается натягом манжеты на вал – разницей размеров вала и отверстия, а также усилием прижатия манжеты к валу, которое формируется за счет упругих свойств резины и с помощью браслетной пружины, установленной внутрь манжеты [2]. Важную роль в обеспечении долговечности уплотнительных устройств играют макро- и микрогеометрия поверхности сопрягаемых с манжетой валов, способы их обработки [3]. Шероховатость поверхности вала под манжету должна находиться в пределах 0.16–0.32 мкм. На долговечность работы уплотнительных устройств, наряду с параметрами материалов деталей соединения, оказывают влияние параметры точности, такие как допуски и отклонения размеров, допуски посадки. Не допускается также превышать установленные значения радиального биения и отклонения от соосности вала по отношению к манжете [4]. Причем для определения этих параметров необходимо строить сложные размерные цепи и учитывать влияние не только радиальных зазоров

в подшипниках качения, но и зазоры в посадках колец подшипников и крышек в корпус, отклонения от соосности этих отверстий корпуса, отклонения от соосности поверхности вала под подшипники и манжету и др. параметры. Хотя в научных исследованиях широко применяется размерный анализ для формирования таких норм точности, которые позволяют обеспечить заданную долговечность сборочных единиц [5–7], но применительно к уплотнительным узлам метод размерного анализа практически не применяют. В процессе ремонта необходимо сохранить параметры герметизации уплотнительных устройств в агрегатах различной техники, что повысит их послеремонтную надежность [8].

Теория герметичности резиновых манжет еще не разработана, но работа над ней ведется, анализируются и математически описываются условия контакта кромки манжеты с валом [9, 10]. Для повышения износостойкости соединения вала с уплотнением проводятся исследования по введению в резиновую смесь новых материалов [11, 12], разрабатываются новые типы и конструкции различных уплотнений [12–14] и совершенствуются способы обработки поверхности вала [15, 16].

Например, по данным самого массового производителя силовых агрегатов (двигателей и коробок передач) – Ярославского моторного завода, известно, что в процессе эксплуатации двигателей ЯМЗ при наработке свыше 8–10 тыс. часов, на поверхности коленчатого вала под рабочими кромками передней и задней манжет появляется кольцевой износ на глубину до 0.2 мм, приводящий к течи масла. Замена старой манжеты на новую при таком износе течь масла не устраняет [17].

В коробках передач ЯМЗ в качестве выходного вала выступает фланец. Во время ремонта коробок передач фланцы очень редко восстанавливаются под номинальный размер, обычно заменяются на новые. Износ поверхности под манжету не превышает 0.3 мм и обычно колеблется в пределах 0.1–0.2 мм. Поэтому возникает вопрос о возможности обработки поверхности фланца до выведения следов износа и последующем использовании данного фланца в соединении с новой манжетой при ремонте. Это позволит сэкономить средства на покупку нового фланца, что удешевит стоимость ремонта. Но при этом, для сохранения наименьшего натяга в соединении необходимо будет использовать элементы теории неполной взаимозаменяемости [18–20].

Вопросам назначения рациональных ремонтных размеров поверхностей фланцев, обоснования допусков на обработку и подбора манжет к ремонтным размерам вала посвящена настоящая статья.

Объект исследований – соединение выходного вала коробки передач двигателя ЯМЗ с манжетой (рис. 1).

Предмет исследований – параметры точности в посадке манжеты на вал при ремонте такого вида соединений.

Конструктивные параметры точности исследуемого соединения представлены в табл. 1.

Материалы и методы. В исследованиях применены положения теории точности, взаимозаменяемости, вероятности и математической статистики.

Результаты исследований и их анализ. Как видно из табл. 1, необходимо обеспечить заданные натяги в соединении при ремонте. Но исходя из данных, видно, что если применять допустимый без ремонта размер, то натяги будут в пределах 1.7–3.0 мм. При этом нарушается граница наименьшего конструктивного натяга на 0.16 мм. Износ наружной поверхности вала в виде фланца контролируется при дефектации и находится в пределах 0.1–0.5 мм. Таким образом часть фланцев будет забракована из-за нарушения и этой границы от 0.3 до 0.5 мм.

Ремонтный размер поверхности фланца под манжету рассчитывается по выражению

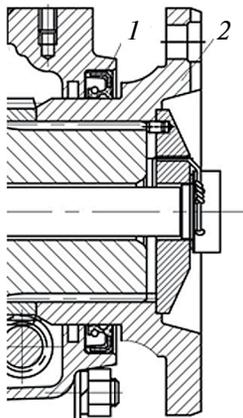


Рис. 1. Эскиз соединения фланца с манжетой коробки передач ЯМЗ: 1 – манжета; 2 – фланец.

Таблица 1. Конструктивные параметры точности соединения манжеты с фланцем

Наименование параметра	Номинальный размер с отклонениями, мм	Предельно допустимый размер без ремонта, мм	Предельные конструктивные натяги в соединении, мм
Вал (наружная поверхность фланца)	$100h10_{(-0,14)}$	99.7	$N_{\max} = 3.00$ $N_{\min} = 1.86$
Манжета	$100_{-3,0}^{-2,0}$	–	

$$d_{pp} = (d_n + es - e) - 2\beta U / (1 + \beta),$$

где d_n – номинальный диаметр фланца, мм; es – верхнее отклонение, мм; $\beta = U_{\max}/U_{\min}$ – коэффициент неравномерности износа; e – диаметральный припуск на отработку, мм; $U = U_{\max} + U_{\min}$ – диаметральный межремонтный износ фланца, мм; U_{\max} и U_{\min} – наибольший и наименьший износ на сторону.

После обработки фланца под ремонтный размер при сборке формируется посадка с манжетой. Но ресурс таких соединений будет меньше, так как не будет обеспечен наименьший конструктивный натяг, который будет равен $N_{\min} = 1.7$ мм. При мелкосерийном ремонтном производстве решить проблему сохранения натягов в заданных пределах можно путем применения метода неполной взаимозаменяемости в виде подбора манжет по внутреннему диаметру и применения нескольких ремонтных размеров диаметра фланца. Этот метод базируется на методе групповой взаимозаменяемости, но отличается неравенством допусков сопрягаемых деталей (рис. 2).

Допуск на внутренний диаметр манжет равен 1.0 мм, а допуск на диаметр вала в виде фланца – 0.14 мм, тогда можно воспользоваться этим значительным неравенством. Следует уточнить, что допуск вала может быть и еще меньше в связи с тем, что при выполнении операции шлифования поверхности вала под манжету необходимо обеспечить шероховатость поверхности Ra 0.16–0.32 мкм, что соответствует 6–8 качеству точности.

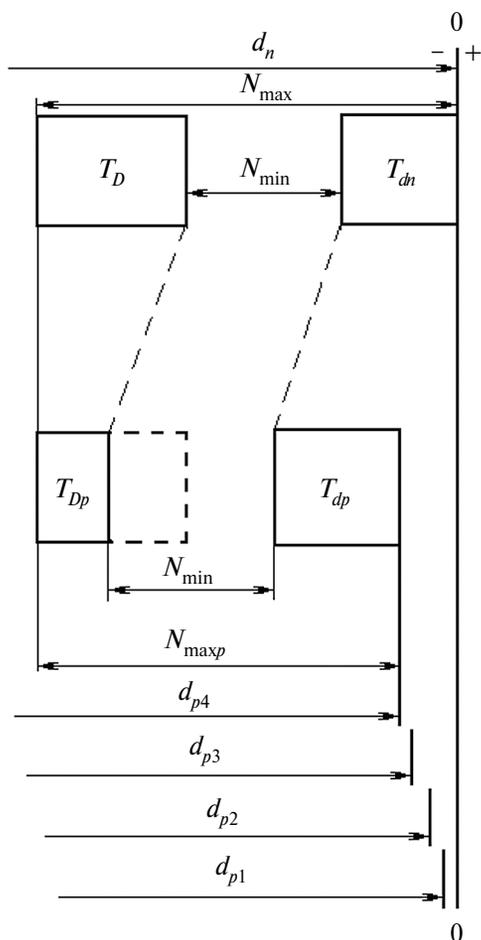


Рис. 2. Сортировка манжет по внутреннему диаметру при постановке на валы ремонтных размеров с целью сохранения наименьшего конструктивного натяга.

Для обеспечения равенства натягов нового и отремонтированного соединения, манжеты к валам ремонтных размеров должны подбираться по внутреннему диаметру с целью сохранения наименьшего конструктивного натяга, который, в свою очередь, обеспечивает заданную долговечность работы соединения без утечек.

Верхние отклонения от номинального размера манжет, устанавливаемых на валы ремонтных размеров, определяем по формуле

$$ES_p = ES - (d_n - d_{pp}).$$

Рассмотрим предлагаемую методику на примере подбора манжет под ремонтные размеры фланцев коробки передач ЯМЗ, для этого назначим четыре ремонтных размера по диапазону износа и определим отклонения внутренних диаметров манжет по критерию сохранения наименьшего конструктивного натяга. При этом учтем тот факт, что для обеспечения требуемой для резиновых армированных манжет шероховатости поверхности необходимо проводить такую финишную обработку, как чистовое шлифование, при котором с запасом достигается точность по 8-му качеству,

Таблица 2. Комплектовочная таблица для соединения фланцев с манжетами коробки передач двигателей ЯМЗ

Размер вала (фланца) с отклонениями, мм	Маркировка	Отклонения подбираемых манжет, мм	Натяг в соединении, мм
100 \pm 8 _(-0.054)	Н	100 $\begin{smallmatrix} -2.0 \\ -3.0 \end{smallmatrix}$	+1.946 ... +3.000
99.8 _{-0.054}	1Р	100 $\begin{smallmatrix} -2.2 \\ -3.0 \end{smallmatrix}$	+1.946 ... +3.000
99.7 _{-0.054}	2Р	100 $\begin{smallmatrix} -2.3 \\ -3.0 \end{smallmatrix}$	+1.946 ... +3.000
99.6 _{-0.054}	3Р	100 $\begin{smallmatrix} -2.4 \\ -3.0 \end{smallmatrix}$	+1.946 ... +3.000
99.5 _{-0.054}	4Р	100 $\begin{smallmatrix} -2.5 \\ -3.0 \end{smallmatrix}$	+1.946 ... +3.000

где допуск на размер при диаметре 100 мм равен 54 мкм. В результате расчета и ввода нового качества составим комплектовочную табл. 2.

Наименьший натяг (табл. 2) в соединении будет равен 1.946 мм, что выше нормируемого значения 1.86 мм (табл. 1), в результате предлагаемой комплектации и обработки значения под рациональный допуск по 8-му качеству достигается увеличение наименьшего натяга, что положительно отразится на долговечности отремонтированного соединения.

При среднесерийном ремонтном производстве, когда необходимо достичь определенного такта производства и унификации процессов, можно использовать только второй ремонтный размер 99.7_{-0.054} и заранее подбирать манжеты только по одному виду верхнего отклонения. Остальные манжеты из партии могут быть соединены с новыми фланцами, которые будут идти на замену выбракованных в процессе дефектации по другим причинам (износ шлицев, износ отверстий и т.д.).

Вывод. Таким образом, математически обосновано применение метода неполной взаимозаменяемости для соединения вала (фланца) с манжетой уплотнительного узла коробки передач ЯМЗ. Методика включает в себя определение ремонтного размера фланца, разбиение диапазона полученного размера на определенное число подразмеров, удобных для обработки, разбиение манжет по диапазону отклонений внутреннего размера и дальнейшую комплектацию фланцев и манжет по соответствующим группам. В результате чего достигается не только соблюдение, но и превышение величины наименьшего натяга (было 1.86 мм, стало – 1.946 мм). Это позволит не только сохранить уровень долговечности данного соединения по сравнению с новым, но и немного ее повысить.

Финансирование. Работа выполнена за счет Программы развития университета в рамках Программы стратегического академического лидерства “Приоритет-2030”.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мельников О. М., Казанцев С. П., Чеха О. В. Оценка показателей качества деталей и соединения “вал–манжета” // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2019. № 5 (93). С. 8. <https://doi.org/10.34677/1728-7936-2019-5-8-13>
2. Мельников О. М., Серов Н. В., Гамидов А. Г. и др. Влияние браслетной пружины на контактную нагрузку в соединении “вал–манжета” // Агроинженерия. 2023. Т. 25. № 4. С. 76. <https://doi.org/10.26897/2687-1149-2023-4-76-80>
3. Березин М. А. Теоретическое исследование влияния шероховатости поверхности контртела на работоспособность неподвижных уплотнительных соединений //

- Агропромышленные технологии Центральной России. 2023. № 1 (27). С. 137.
<https://doi.org/10.24888/2541-7835-2023-27-137-143>
4. *Leonov O. A., Shkaruba N. Zh., Grinchenko L. A. et al.* Study of the Influence of Macrogeometry Parameters on the Tightness of Shaft–Seal Joints // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. 2023. V. 52. № 6. P. 40.
<https://doi.org/10.1134/S1052618823060109>
 5. *Муравьев Д. В., Артюхов К. В.* Обеспечение точности сборки приспособления для контроля соосности моторно-осевых подшипников локомотивов методами размерного анализа // *Известия Транссиба*. 2022. № 4 (52). С. 48.
 6. *Польский Е. А., Сорокин С. В.* Повышение надежности изделий машиностроения за счет совершенствования точностного анализа размерных цепей // *Научные технологии в машиностроении*. 2022. № 6 (132). С. 38.
<https://doi.org/10.30987/2223-4608-2022-6-38-48>
 7. *Харламов Ю. А., Жильцов А. П., Вишневский Д. А., Бочаров А. В.* Размерный анализ технологических процессов восстановления деталей машин // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. 2021. № 5 (734). С. 37.
<https://doi.org/10.18698/0536-1044-2021-5-37-47>
 8. *Мельников О. М., Казанцев С. П., Игнаткин И. Ю. и др.* Совершенствование уплотнительных устройств подшипниковых узлов сельскохозяйственной техники // *Агроинженерия*. 2022. Т. 24. № 3.
<https://doi.org/10.26897/2687-1149-2022-3-68-72>
 9. *Ерохин М. Н., Белов М. И., Мельников О. М.* Методика расчета контактного давления манжеты на вал // *Вестник машиностроения*. 2020. № 11. С. 39.
<https://doi.org/10.36652/0042-4633-2020-11-39-45>
 10. *Белов М. И., Ерохин М. Н., Мельников О. М.* Оценка давления уплотнения на вал // *Агроинженерия*. 2020. № 2 (96). С. 29.
<https://doi.org/10.26897/2687-1149-2020-2-29-33>
 11. *Erokhin M. N., Melnikov O. M., Leonov O. A., Shkaruba N. Zh.* Influence of Volumetric Modification on the Physical and Mechanical Properties of Rubber Reinforced Cuffs // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. 2023. V. 52. № 7. P. 43.
<https://doi.org/10.3103/S1052618823070087>
 12. *Мельников О. М.* Работоспособность соединений “вал–манжета” и повышение их надежности // *Вестник ФГОУ ВПО МГАУ*. 2018. № 2 (84). С. 50.
<https://doi.org/10.26897/1728-7936-2018-2-50-54>
 13. *Seongjun H., Gunyoung P., Chanyoung Sh. et al.* Design of an expeller seal to reduce leakage in a stuffing box // *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2022. V. 36. P. 2387.
<https://doi.org/10.1007/s12206-022-0421-2>
 14. *Yongfan L., Muming H., Baojie R. et al.* Experimental Study on Leakage and Thermal Features of Herringbone-Grooved Oil-Film-Lubricated Mechanical Face Seals // *Tribology Online*. 2022. V. 17. P. 126.
<https://doi.org/10.2474/trol.17.126>
 15. *Ягьяев Э. Э., Шрон Б. Л.* Повышение надежности работы соединения “вал–манжета” при суперфинишировании с осцилляцией на поверхности вала // 2017. № 1 (55). С. 48.
 16. *Шрон Б. Л., Ягьяев Э. Э., Мевлют Ш. Т.* Математическое обеспечение взаимодействия контактирующих поверхностей соединения “вал–манжета” // *Учебные записки крымского инженерно-педагогического университета*. 2016. № 1 (51). С. 123.
 17. *Антропов Б. С., Бодров В. А., Басалов И. С.* Методы восстановления работоспособности уплотнений коленчатых валов автотракторных двигателей ЯМЗ // *Вестник АПК Верхневолжья*. 2014. № 4 (28). С. 80.
 18. *Филипович О. В., Невар Г. В., Валошина Н. А., Филипович В. О.* Определение количества комплектов при селективной сборке двух элементов с учетом влияния погрешности измерения // *Сборка в машиностроении, приборостроении*. 2023. № 3. С. 105.
<https://doi.org/10.36652/0202-3350-2023-24-3-105-109>

-
19. *Чигрик Н. Н.* Количественная оценка неопределенности среднего зазора и натяга в со-
пряжениях одноименных промежуточных и крайних размерных групп // *Computational
Nanotechnology*. 2023. Т. 10. № 1. С. 11.
<https://doi.org/10.33693/2313-223X-2023-10-1-11-29>
 20. *Сазонникова Н. А., Сазонников А. В.* Совершенствование производственного цикла изготов-
ления деталей при обеспечении параметров селективной сборки узла // *Известия Самар-
ского научного центра Российской академии наук*. 2022. Т. 24. № 6 (110). С. 103.
<https://doi.org/10.37313/1990-5378-2022-24-6-103-113>

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК – 621.791:621.9.04

РЕВЕРС-ИНЖИНИРИНГ В ПРОИЗВОДСТВЕ И РЕМОНТЕ
СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ И КРУПНОГАБАРИТНЫХ ИЗДЕЛИЙ© 2024 г. П. А. Витязь¹, М. Л. Хейфец^{2, *}, Н. Л. Грецкий², Д. Н. Хилько³¹Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск, Беларусь²Институт прикладной физики НАН Беларуси, Минск, Беларусь³ООО “ШТРАБАГ Инжиниринг Центр”, Минск, Беларусь

*e-mail: mlk-z@mail.ru

Поступила в редакцию 05.12.2013 г.

После доработки 25.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Разработаны методы контроля и диагностики степени износа и потери геометрической формы поверхностями. Проведен выбор технологических маршрутов при комплексном восстановлении рабочих поверхностей крупногабаритных изделий с применением электрофизических источников энергии при наплавке порошков и проволоки. Показано, что стоимость капитального ремонта при восстановлении шнекового вала в среднем в два раза ниже, чем изготовление нового. Актуальным является регулярный контроль степени износа витков вала и их локальное восстановление с использованием наплавочных материалов и технологий.

Ключевые слова: реверс-инжиниринг, крупногабаритные изделия, производство, ремонт и восстановление

DOI: 10.31857/S0235711924040076, **EDN:** OYZBCZ

В настоящее время под термином “реверс-инжиниринг” или “обратное проектирование” в машиностроении понимают процесс получения цифровой 3D-модели изделия, конструкторской документации или физического объекта (рис. 1) с использованием 3D-сканеров, автоматизированных систем проектирования (CAD/CAM/CAE) и 3D-принтеров [1–6].

Реверс-инжиниринг позволяет: 1) исследовать изделие и изучить принцип его работы; 2) восстановить конструкторскую документацию изделия; 3) спроектировать цифровую 3D-модель готового изделия; 4) расширить функциональные возможности существующего образца изделия; 5) повысить эксплуатационные характеристики готового изделия; 6) провести контроль геометрии готового изделия.

Реверс-инжиниринг изделий с простой геометрией выполняется, с использованием традиционных методов измерения, применяя ручные измерительные инструменты. На основании полученных измерений можно построить 3D-модели и разрабатывать конструкторскую документацию. При работе с крупногабаритными изделиями, имеющими сложную геометрию поверхности, процесс измерения занимает много времени. Поэтому применяют автоматизированные измерительные инструменты, такие как оптические и лазерные сканеры, координатноизмерительные машины, компьютерную томографию и т.д.



Рис. 1. Процесс реверс-инжиниринга для получения физического объекта [3].

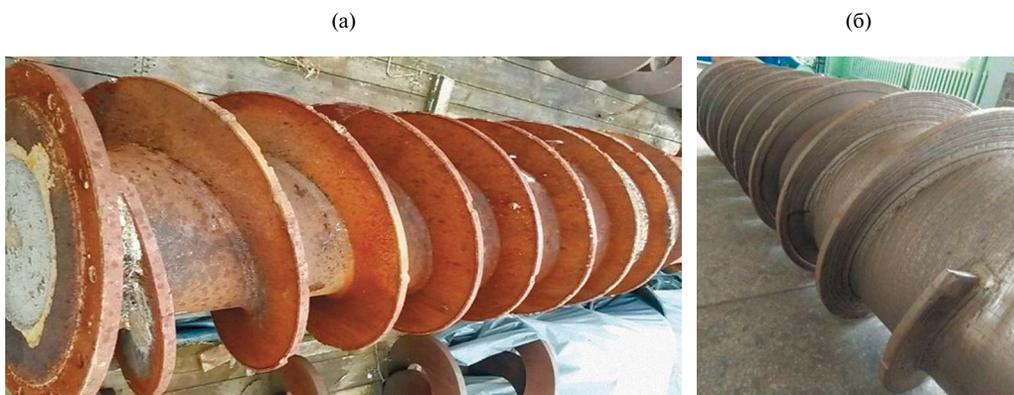


Рис. 2. Состояние шнекового вала: (а) – поступившего на восстановление; (б) – после очистки и дробеструйной обработки.

При применении автоматизированных измерительных инструментов форма изделия преобразуется в математическую модель в виде облака точек. Далее, результаты 3D-сканирования передаются в виде файлов фасетной 3D-модели в форматах STL, OBJ, ASCII и др. в систему автоматизированного проектирования CAD – для дальнейшей разработки, CAE – для инженерного анализа и CAM – для автоматизированного производства [1–3].

Реверс-инжиниринг в условиях импортозамещения активно применяется при производстве и восстановлении деталей [4–6].

Рассмотрим применение реверс-инжиниринга на примере восстановления крупногабаритного шнекового вала фильтр-пресса сброженного субстрата немецкого производителя Bellmer Kufferath (рис. 2а). Витки шнека в зоне давления подвержены интенсивному абразивному износу из-за содержания в исходном материале большого количества песка, камней, стекла и т.д.

Для шнекового вала разработан порядок восстановления, использующий принципы реверс-инжиниринга.



Рис. 3. Процесс сканирования пространственной геометрии шнекового вала с помощью лазерного сканера ModelMaker MMD×100.

1. Изучение объекта, условий и принципов работы, исследования процесса изнашивания шнекового вала. При исследовании рабочих процессов шнекового пресса установлено, что при достижении кривизны центральной цилиндрической поверхности или износа витков шнекового вала свыше 5 мм на сторону требуется выполнение капитального ремонта изделия, так как дальнейшая эксплуатация пресса не целесообразна в связи со значительным снижением его пропускной способности [7–10]. Установлено, что на пропускную способность пресса также влияет состояние упрочняющего покрытия и целостность последних наиболее нагруженных витков шнекового вала.

2. Демонтаж и транспортировка шнекового вала на ремонтный участок. Сначала проводится очистка и подготовка поверхности детали (включая дробеструйную обработку) для диагностических измерений и контроля пространственной геометрии (рис. 2б). С помощью проведенных металлографических исследований и химического анализа устанавливаются материалы основы и химический состав нанесенного упрочняющего покрытия.

3. Разработка и изготовление вспомогательной оснастки для измерений, позволяющих осуществлять свободный доступ оператора и сканера, а также выполнять жесткую фиксацию сканируемого объекта по отношению к базе координатно-измерительной руки. Проводится сканирование пространственной геометрии шнекового вала с помощью лазерного сканера ModelMaker MMD×100 установленного на координатно-измерительной руке Nikon Metrology MCA×40+ (рис. 3).

Далее полученные данные обрабатываются в программе Focus 10 Handheld, где удаляются лишние элементы, оптимизируются размеры, проверяется точность сшивки отсканированных поверхностей. В результате получают STL-модели шнекового вала (рис. 4).

4. Исследование степени износа и дефектов, обработка полученных данных (STL-модели сканера) и определение кривизны цилиндрической части шнекового вала. Для определения кривизны центральной цилиндрической поверхности шнекового вала в программе Focus 10 Handheld строятся цветные карты отклонений центрального диаметра цилиндрической (без учета витков) поверхности от номинального (рис. 5).

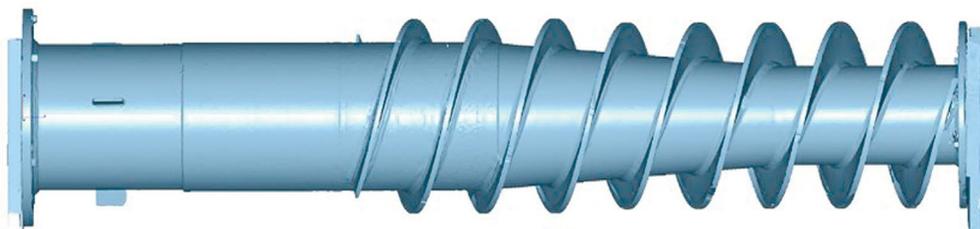


Рис. 4. STL-модель поверхности шнекового вала, обработанного в программе Focus 10 Handheld.

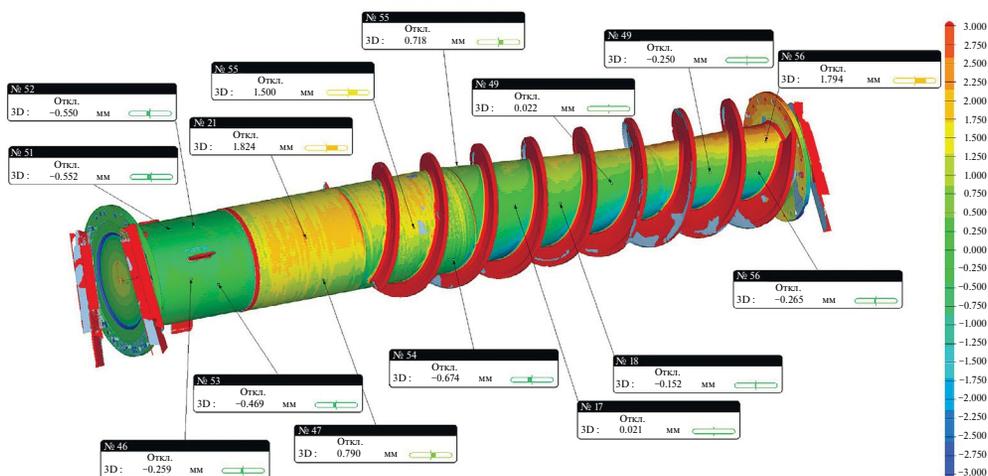


Рис. 5. Цветовая карт отклонений цилиндрических поверхностей отсканированной STL-модели относительно номинальной.

При отклонении цилиндрической поверхности более чем 5 мм на сторону требуется правка проблемных участков на специально разработанном приспособлении с помощью гидравлических домкратов.

5. Разработка технологии послойного восстановления ферропорошками и проволоками с применением электрофизических источников энергии и необходимой для этой цели оснастки. Для этого проводится: срезание оставшегося упрочняющего покрытия ручной плазменной резкой на специально разработанном приспособлении, правка посадочных (базовых) поверхностей и обработка витков шнека после плазменной резки для последующей наплавки проволоки. Наплавка проволокой Нп-30 и последующая токарная обработка осуществляется на универсальном токарно-винторезном станке ДИП-500. Электромагнитная наплавка порошка ферротитана с последующим шлифованием – на токарно-винторезном станке ДИП-500 с помощью специально разработанной оснастки.

6. Очистка поверхности шнекового вала после процесса упрочнения.

7. Визуальный контроль качества выполненных работ. Проводится контроль твердости с шагом 100 мм упрочненной поверхности витков (твердость покрытия должна находиться в пределах 60–62 HRC). Измерение восстановленной геометрии витков шнекового вала проходит с помощью лазерного сканера ModelMaker MMD×100

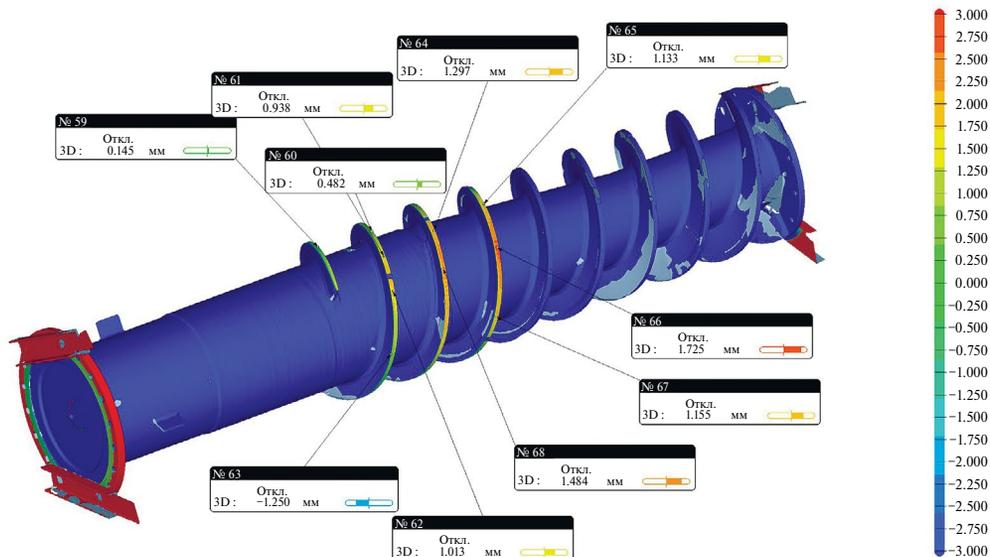


Рис. 6. Цветовая карта отклонений поверхностей витков STL-модели относительно поверхности базового цилиндра диаметром 627 мм.

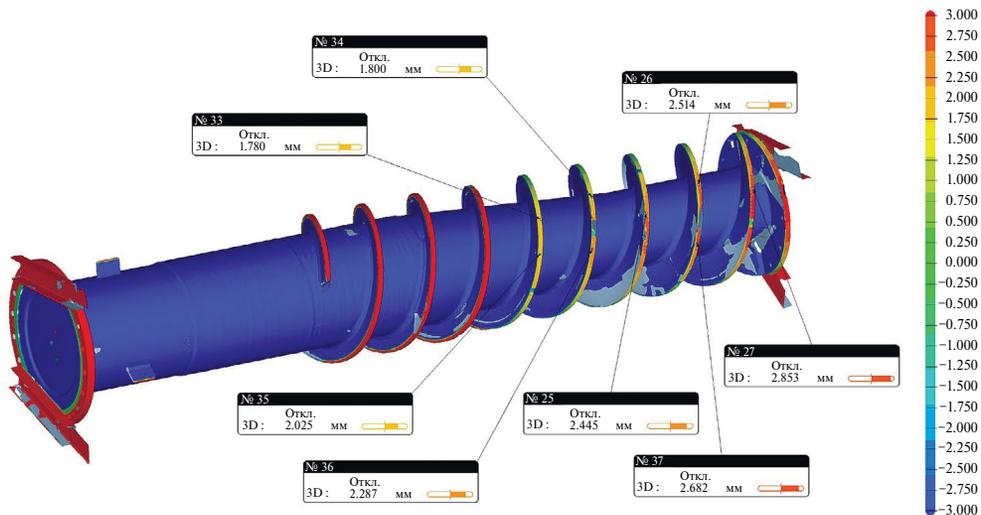


Рис. 7. Цветовая карта отклонений поверхностей витков STL-модели относительно поверхности базового цилиндра диаметром 601 мм.

установленного на координатно-измерительной руке Nikon Metrology MCA×40+. При построении в программе Focus 10 Handheld цветовой карты отклонений от номинального размера сначала сравнивается отклонение витков диаметром 627 мм (рис. 6), а затем витков диаметром 601 мм (рис. 7).

8. Обезжиривание поверхности и покрытие коррозионностойким грунтом. Отгрузка потребителю.

Вывод. Применение принципов реверс-инжиниринга к производству и восстановлению уникальных крупногабаритных изделий сложной геометрии с применением электрофизических источников энергии при наплавке порошков и проволок дает возможность не только обеспечить нужные геометрические характеристики поверхности при восстановлении, но и повысить физико-механические свойства материала поверхностного слоя при упрочнении. Стоимость восстановления шнекового вала прессы в два раза ниже, чем изготовление нового при одинаковом ресурсе в заданных условиях их эксплуатации.

Финансирование. Данная работа выполнялась в инициативном порядке за счет средств участников проекта Евразийской технологической платформы “Технологии технического обслуживания и ремонта промышленного оборудования” Департамента промышленной политики Евразийской экономической комиссии. Финансировались предприятиями – заказчиками работ только ремонт и восстановление шнековых валов различных прессов. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Announcing Solid Edge Reverse Engineering Beta.
<https://blogs.sw.siemens.com/solidedge/announcing-solid-edge-reverse-engineering-beta/>
2. Reverse Engineering.
<https://depusa.com/solutions/services/product-development-services/reverse-engineering/>
3. Реверс-инжиниринг на производстве при помощи 3D-сканирования.
https://blog.iqb.ru/reverse-engineering-3d-scanning/?utm_source=3dtoday
4. What Is Reverse Engineering and How Does It Work?
<https://karpagamtech.ac.in/reverse-engineering-jayaganesh-subburaj/>
5. Learn About What is Reverse Engineering and Its Benefits.
<https://note.com/bhwana/n/n14b3a9b32eb5>
6. Хейфец М. Л., Крутько В. С., Грецкий Н. Л. Проектирование технологических процессов и оборудования, использующих поля и потоки энергии на основе анализа критериев подобия // Доклады Национальной академии наук Беларуси. 2021. Т. 65. № 5. С. 628.
7. Власов В. М. Работоспособность упрочненных трущихся поверхностей. М.: Машиностроение, 1987. 304 с.
8. Сулов А. Г., Улашкин А. П. Выбор упрочняюще-отделочных методов обработки для повышения износостойкости деталей машин // Справочник. Инженерный журнал. 1998. № 7. С. 15.
9. Шоршоров М. Х., Кудинов В. В., Харламов Ю. А. Состояние и перспективы развития нанесения покрытий распылением // Физика и химия обработки материалов. 1977. № 5. С. 13.
10. Харламов Ю. А. Классификация видов взаимодействия частиц с подложкой при нанесении покрытий // Порошковая металлургия. 1988. № 1. С. 18.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 669 + 621.791.9

КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ АДДИТИВНОГО
ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ В ОБЪЕМЕ МАТЕРИАЛА© 2024 г. Д.Л. Раков^{1, *}, Р.Ю. Сухоруков¹¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: rdl@mail.ru

Поступила в редакцию 12.02.2024 г.

После доработки 24.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

В статье рассматриваются особенности технических решений аддитивного изготовления деталей. В отличие от существующих решений послыного синтеза предлагается новый способ и устройство для осуществления движения рабочего инструмента в объеме порошка. Рассматриваются различные варианты исполнения, используя морфологический анализ путем построения морфологической таблицы. Это обеспечивает обоснованность предлагаемых технических и технологических решений и, следовательно, позволит повысить технический уровень и эффективность синтезируемых систем. Проведен анализ решений, которые обеспечивают менее дорогостоящее изготовление трехмерных объектов, за счет лучшей управляемости процесса, что приводит к более высокой производительности и снижению стоимости, как технологического процесса, так и оборудования. Также появляется возможность создавать более компактное, легкое и дешевое оборудование для синтеза трехмерных объектов. Предлагаемые технические решения расширяют функциональные возможности оборудования за счет осуществления как послыного (горизонтального) синтеза, так и объемного – вертикального или смешанного горизонтально-вертикального синтеза деталей.

Ключевые слова: аддитивные технологии, технические решения, морфологический анализ, синтез деталей в объеме порошка, смешанный горизонтально-вертикальный синтез деталей

DOI: 10.31857/S0235711924040084, EDN: OYXQHN

Введение. Развитие аддитивных технологий (АТ) является приоритетным направлением развития технологических процессов (ТП) в современном машиностроении. В настоящее время используются десятки разновидностей ТП [1] и технических решений (ТР) АТ, постоянно расширяются области применения и используемые материалы [2–7].

Наибольший интерес для промышленности имеет аддитивный синтез металлических материалов. Так АТ широко используются для синтеза хирургических титановых имплантатов [8], а также в получении изделий в авиакосмической промышленности, строительстве и других областях [9] (рис. 1).

Например, в авиастроении ряд деталей был заменен на одну, что позволило уменьшить вес конструкций на 40% [10]. Компания SpaceX также использует АТ для создания двигательных установок [11].

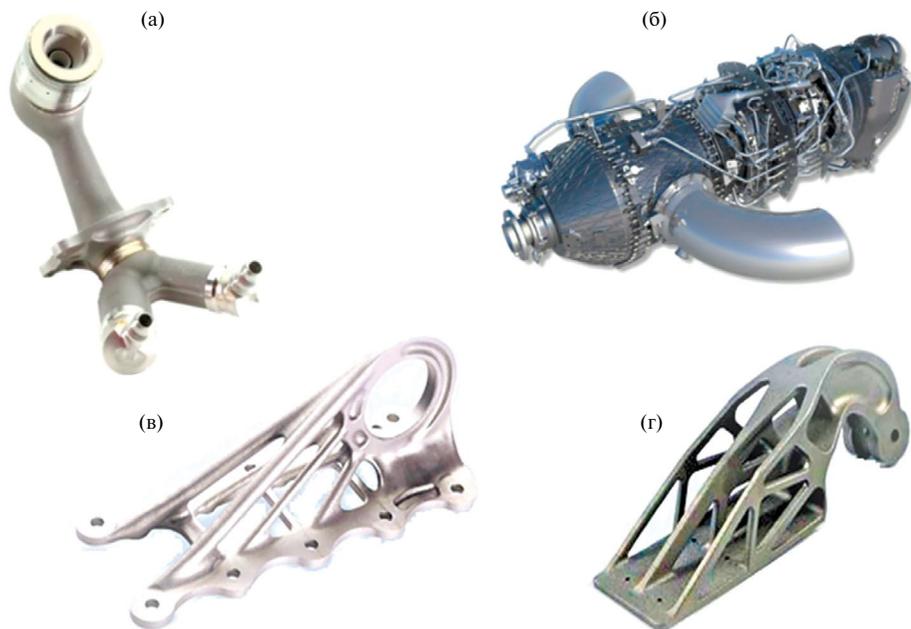


Рис. 1. Использование АТ в авиации и космонавтике [9]: (а) – форсунка; (б) – турбовинтовой двигатель; (в) – кронштейн крыла; (г) – дверная петля.

Основные направления развития аддитивных технологий. Преимущества и недостатки. В целом ряде исследований рассматриваются вопросы развития АТ [12–15]. Отмечается, что АТ имеют ряд преимуществ по сравнению с традиционными методами и имеют дальнейшее развитие: 1) исследуются процессы с использованием новых материалов, которые обеспечивают улучшенные свойства и функциональность для синтеза деталей; 2) разрабатываются технические средства для повышения скорости технологических процессов создаваемых изделий, также сокращаются сроки разработки программного обеспечения и подготовку процесса производства; 3) повышение точности и качества синтезируемых деталей. Это включает в себя разработку средств для повышения контроля качества, а также совершенствования программного обеспечения.

Аддитивные технологии имеют некоторые недостатки по сравнению с традиционными технологиями: 1) АТ имеют ограничения по типам материалов, которые можно использовать и имеют ограничения по размеру синтезируемых деталей, как правило, менее 1 м для металлических деталей; 2) традиционные методы производства позволяют более широко использовать различные свойства и номенклатуру материалов. В то время как АТ все еще развиваются в этом направлении, они пока не могут полностью конкурировать с традиционными методами.

Для классификации технических решений АТ был применен морфологический подход [13, 16], который обеспечивает обоснованность предлагаемых технических и технологических решений и, следовательно, позволяет повысить технический уровень и эффективность синтезируемых систем.

Технологический процесс аддитивного изготовления деталей в объеме материала. Обычно для послойного лазерного синтеза объемных порошковых деталей используют дозированную послойную подачу порошка на рабочий стол с обеспечением формирования слоя заданной толщины, далее осуществляют выравнивание слоя

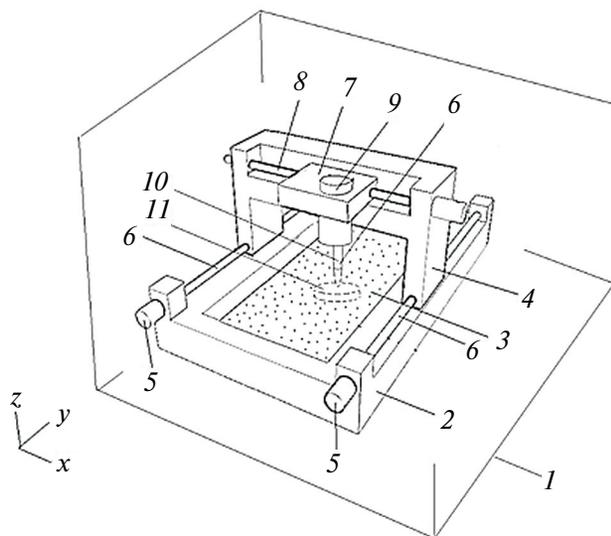


Рис. 2. Общий вид устройства.

порошка, с помощью регулируемого по высоте ножа, после чего проводят уплотнение валиком в режиме свободного качения и спекают заданные зоны лучом лазера. При этом качество спекания порошка зависит от диаметра формируемого лазерного пучка, его мощности и скорости перемещения пучка [13].

Недостатками используемых способов и устройств является малая производительность из-за низкой скорости выполнения технологических операций. Так, технологические операции и системы для выравнивания и удаления слоев ведут к снижению производительности и удорожанию оборудования. Послойный синтез позволяет осуществлять только последовательное послойное нанесение слоев и не позволяет формировать последовательно объемные поверхности.

Для устранения недостатков были разработаны способ и устройство аддитивного изготовления деталей [17]. Согласно предлагаемым техническим решениям, рабочая головка выполнена с возможностью горизонтального и вертикального перемещения относительно рабочего стола, например, при помощи механизма вертикального перемещения и кареткой, обеспечивающей горизонтальное перемещение относительно рабочего стола (рис. 2).

По сигналу с пульта автоматического управления с помощью механизма загрузки порошка на рабочий стол 2, находящийся внутри камеры 1, высыпают металлический порошок в объеме, достаточным для изготовления всего изделия. Затем камеру герметизируют и по сигналу с пульта автоматического управления из камеры откачивают воздух до остаточного давления $1 \cdot 10^{-4}$ мбар и наполняют ее аргоном до давления $1 \cdot 10^{-1}$ мбар. По сигналу с пульта автоматического управления, путем перемещения при помощи двигателей 5 по направляющим 6 портала 4 и каретки 7 по направляющей 8, установленный на каретке челнок 9 и соединенную с ним излучательную головку 10, позиционируют в горизонтальной плоскости в нужном месте рабочего стола. По сигналу с пульта автоматического управления включают источник высокоинтенсивного пучка. Затем проводят нагрев порошка 3 до заданного уровня температуры в некоторой области. В пределах этой области, опуская вниз по вертикали с помощью челнока излучательную головку 10 в массу порошка и, регулируя с пульта

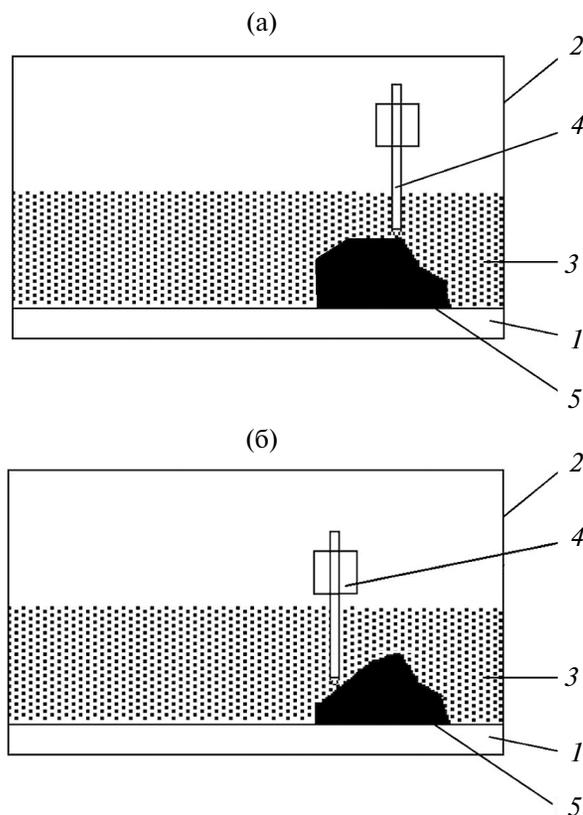


Рис. 3. Работа излучательной головки в массиве порошка а) послойном синтезе, б) горизонтально-вертикальном синтезе деталей: 1 – подложка; 2 – камера; 3 – порошок; 4 – излучательная головка; 5 – деталь.

автоматического управления процесс, ее перемещение по трем координатам при передвижении портала, каретки и челнока по заданной программе, путем селективного спекания и отверждения порошка синтезируют деталь *II*. По окончании процесса камеру охлаждают, разгерметизируют и излишки порошка выгружают с помощью механизма вывода порошка.

На рис. 3а показана работа излучательной головки в массиве порошка при послойном синтезе детали. Как видно на рисунке синтез осуществляется послойно – слой за слоем. На рис. 3б дана схема смешанного горизонтально-вертикального синтеза деталей. Как видно изготовление детали может осуществляться как послойно, как в первом примере, так и объемно – на разных высотах. Конструктивная схема дана на рис. 4.

Выводы. Предложенные ТР обладают рядом преимуществ: **1.** Меньшие масса и габариты за счет исключения устройства выравнивания порошка. **2.** Увеличенная скорость изготовления деталей, за счет исключения технологических операций движения ножа для создания слоя порошка. **3.** Адаптивность, за счет использования двух режимов синтеза, как послойного, так и горизонтально-вертикального.

Технический результат, получаемый при реализации предлагаемого способа и устройства, заключается в повышении производительности и увеличении скорости

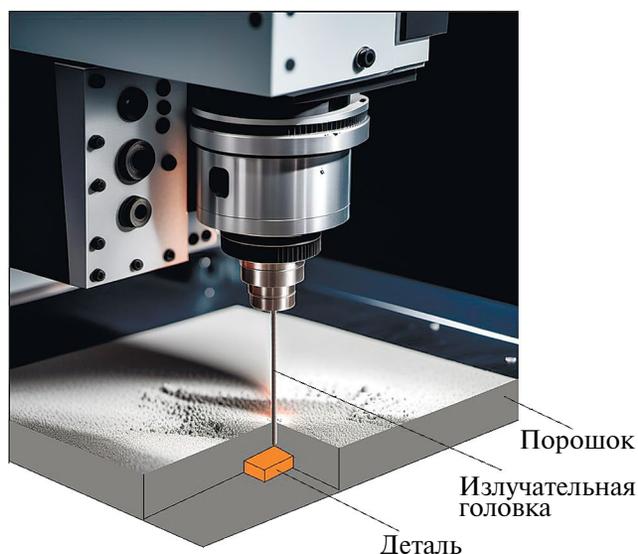


Рис. 4. Синтез детали в объеме порошка.

технологического процесса и упрощении ряда технологических операций и системы управления за счет исключения ряда технологических операций.

Предлагаемые способ и устройство расширяют функциональные возможности установки за счет осуществления как послойного (горизонтального) синтеза, так и объемного – вертикального или смешанного горизонтально-вертикального синтеза деталей.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благонравова. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Gibson I., Rosen D. W., Stucker B.* Additive manufacturing technologies: Rapid prototyping to direct digital manufacturing. Texbook. New York: Springer, 2010. 459 p.
<https://doi.org/10.1007/978-1-4419-1120-9>
2. *Willeme F.* US Patent 43822A. Photo-Sculpture, 1864.
3. *Baese C.* US Patent 774549A. Photographic process for the reproduction of plastic objects, 1902.
4. *Swainson W. K.* US Patent 4041476. Method, medium and apparatus for producing three-dimensional figure product, 1977.
5. *Herbert A. J.* Solid object generation // J. Appl. Photo. Eng. 1982. V. 8. № 4. P. 185.
6. *Jamwal A., Agrawal R., Sharma M., Giallanza A.* Industry 4.0 technologies for manufacturing sustainability: a systematic review and future research directions // Appl. Sci. 2021. V. 11 (12): 5725.
<https://doi.org/10.3390/app11125725>
7. *Xu X., Lu Y. Vogel-Heuser B., Wang L.* Industry 4.0 and industry 5.0 – inception, conception and perception // J. Manuf. Syst. 2021. V. 61. P. 530.
<https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2021.10.006>
8. *Jamróz W., Szafraniec J., Kurek M., Jachowicz R.* 3D printing in pharmaceutical and medical applications – recent achievements and challenges // Pharm. Res. 2018. V. 35 (9): 176.
<https://doi.org/10.1007/s11095-018-2454-x>

9. *Kellner T.* 3D-Printed 'Bionic' Parts Could Revolutionize Aerospace Design // General Electric Reports: Boston, MA, USA, 2017.
10. *Blakey-Milner B., Gradl P., Snedden G., Brooks M., Pitot J., Lopez E., Leary M., Berto F., du Plessis A.* Metal additive manufacturing in aerospace: a review // *Mater. Des.* 2021. V. 209: 110008. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2021.110008>
11. *Gradl P. R., Teasley T., Protz C., Katsarelis C., Chen P.* Process development and hot fire testing of additively manufactured NASA HR-1 for liquid rocket engine applications // In: *AIAA Propuls. Energy Forum*, 2021. American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc., AIAA, 2021. <https://doi.org/10.2514/6.2021-3236>
12. *Yu L., Wu S., Feng Y., Zhao C.* Development and Prospect of Additive Manufacturing Technology in Automobile Field // *Academic J. of Science and Technology*. 2022. V. 3 (3). P. 243.
13. *Rakov D., Sukhorukov R.* Analysis and prospects for the development of additive technologies for metal products // *AIP Conf. Proceedings*. AIP Publishing. 2022. T. 2533 (1): 020038.
14. *Izonin I., Tkachenko R., Gregus M., Duriagina Z., Shakhovska N.* PNN-SVM approach of Ti-based powder's properties evaluation for biomedical implants production // *Computers, Materials & Continua*. 2022. V. 71 (3). P. 5933. <https://doi.org/10.32604/cmc.2022.022582>
15. *Wang L., Lu B.* Development of Additive Manufacturing Technology and Industry in China // *Strategic Study of Chinese Academy of Engineering*. 2022. V. 24 (4). P. 202. <https://doi.org/10.15302/J-SSCAE-2022.04.018>
16. *Zwicky F.* *Discovery, Invention, Research Through the Morphological Approach*. New York: McMillan, 1969.
17. *Рakov Д.Л., Сухоруков Р.Ю.* РФ Патент 2811347. Способ аддитивного изготовления деталей и устройство для его осуществления, 2024.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 539.3

ОСОБЕННОСТИ КОНЕЧНОЭЛЕМЕНТНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ
ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ СВАРКИ АЛЮМИНИЯ С НЕРЖАВЕЮЩЕЙ
СТАЛЬЮ

© 2024 г. Г.Ж. Сахвадзе

*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия**e-mail: sakhvadze@mail.ru*

Поступила в редакцию 20.02.2024 г.

После доработки 24.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Работа посвящена изучению технологии лазерной ударной сварки при сваривании тонкой алюминиевой пластины с пластиной из нержавеющей стали. Было проведено конечноэлементное моделирование технологии лазерной ударной сварки с помощью конечноэлементного пакета ABAQUS. Полученные результаты показали, что качество сварного шва в основном определяется двумя параметрами – энергией лазерного импульса и начальным расстоянием между пластинами. Установлены условия, при каких параметрах лазерной ударной сварки получаются сваривать алюминиевую пластину с пластиной из нержавеющей стали. Получены распределения пластических деформаций и температур вдоль сварного шва.

Ключевые слова: конечноэлементное моделирование, лазерная ударная сварка, алюминий, нержавеющая сталь, пластические деформаций

DOI: 10.31857/S0235711924040098, **EDN:** OYVYJX

Помимо низкой плотности и высокой удельной прочности алюминий (АЛ) также обладает хорошей электропроводностью, теплопроводностью и коррозионной стойкостью, поэтому он завоевал популярность в аэрокосмической, автомобильной и судостроительной промышленности. С другой стороны, нержавеющая сталь (НС) обладает превосходной статической и динамической прочностью, а также высокой ударной вязкостью и является широко используемым конструкционным материалом в автомобильной и аэрокосмической промышленности. Поэтому соединение АЛ с НС может дать синергетический эффект, демонстрируя преимущества обоих сплавов, получив сплав с малым весом и высокой прочностью. Такой гибридный сплав имеет широкий спектр потенциальных применений в различных отраслях промышленности. Например, быстрое развитие микроэлектромеханической промышленности, а также разработка новых медицинских инструментов требует изделий, получаемых путем сваривания АЛ с НС, что, безусловно, будет иметь большой потенциал применения, в частности, при производстве микроинструментов.

Однако существуют очевидные различия между физическими свойствами АЛ и НС, особенно по температуре плавления (напомним, температура плавления АЛ составляет 916 К, а температура плавления НС – 1673 К). Такие различия приводят к очевидным трудностям при сварке. Традиционную сварку плавлением трудно применять,

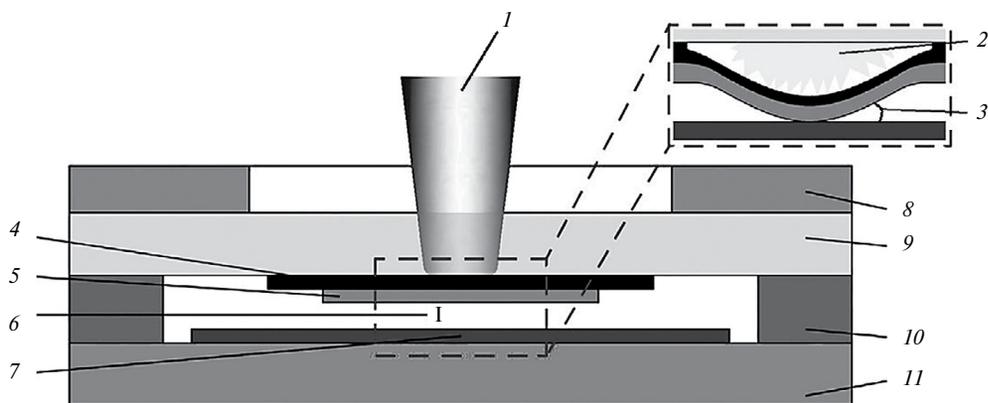


Рис. 1. Принципиальная схема ЛУС для сваривания тонкой метастабильной алюминиевой пластины с неподвижной пластиной из нержавеющей стали: 1 – импульсный лазер; 2 – плазма; 3 – угол контакта θ ; 4 – поглощающий слой; 5 – метастабильная пластина; 6 – расстояние между пластинами d ; 7 – неподвижная пластина; 8 – держатель; 9 – прозрачный слой; 10 – филлер; 11 – основание.

поскольку при этом на границе раздела фаз образуются хрупкие интерметаллические соединения, такие как Fe_2Al_5 [1], которые снижают пластическую вязкость соединений, что приводит к охрупчиванию участков сварного соединения, которые могут легко растрескаться. В [2] для реализации сварки АЛ и НС оптимизировали процесс магнитно-импульсной сварки. Они изучили влияние геометрии катушки, расстояния полета и энергии на прочность сварного шва. Однако сварные швы при магнитно-импульсной сварке обычно являются линейными и кольцевыми, и они не могут быть применены для точечной сварки, например, в микроинструментах.

В последние годы все большее внимание привлекает новая технология – лазерная ударная сварка (ЛУС) – метод микросварки сплошных материалов. При этом методе сварки тонкая метастабильная пластина под воздействием лазерных ударных волн ударяется с тонкой неподвижной пластиной, в результате чего обеспечивается их прочное металлургическое соединение. В отличие от традиционных методов сварки, ЛУС основана на струйном эффекте, который очищает поверхности контакта от оксидной пленки и примесей, образуя чистые поверхности [3, 4].

Очевидно, что технология ЛУС позволяет свести к минимуму образование интерметаллических соединений, а также зон термического воздействия в зоне сварки, и обеспечивает превосходное качество сварки между разнородными металлическими материалами с различными температурами плавления. Технология ЛУС основана на твердотельной микросварке, которая зарекомендовала себя как надежный метод сварки между АЛ и НС [5].

В настоящем исследовании мы использовали технологию ЛУС для реализации сварки между АЛ и НС. Было проведено конечноэлементное моделирование технологии лазерной ударной сварки (ЛУС) между тонкой алюминиевой пластиной (АЛ) и пластиной из нержавеющей стали (НС) с помощью конечно-элементного пакета ABAQUS.

Механизм ЛУС. Принципиальная схема для реализации технологии ЛУС показана на рис. 1 [6], основными элементами которой являются импульсный лазер 1, тонкая алюминиевая метастабильная пластина 5, неподвижная пластина из нержавеющей стали 7, держатель 8, поглощающий слой 4 и прозрачный слой 9.

Когда импульсный лазерный луч 1 проходит через прозрачный слой 9 и фокусируется на поглощающий слой 4, он нагревается, а затем мгновенно испаряется

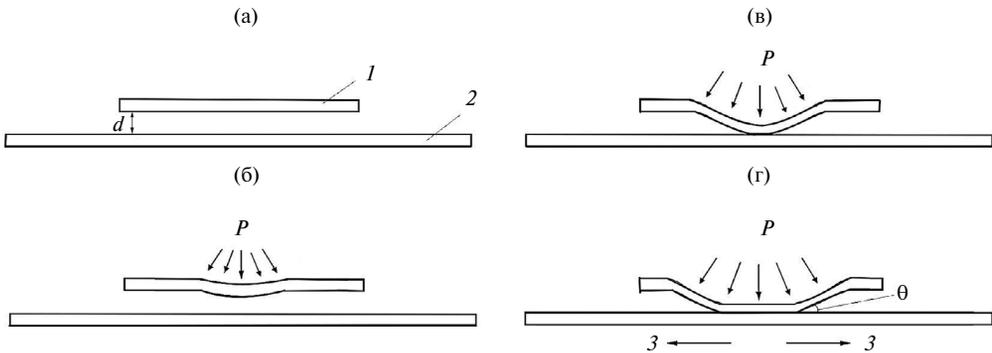


Рис. 2. Различные стадии технологии ЛУС: (а) – исходное состояние; (б) – на метаемую пластину падает ударная волна с давлением P , и она ускоряется вниз; (в) – передняя часть метаемой пластины достигает неподвижную пластину, преодолевая начальное расстояние между ними d . Угол столкновения θ между ними в этот момент равен 0° ; (г) – фаза сваривания: 1 – метаемая пластина; 2 – неподвижная пластина; 3 – направления сваривания.

и превращается в плазму 2 с высокими температурой и давлением. Образующаяся плазма, удерживаемая поглощающим слоем, быстро расширяется и превращается в ударную волну. Давление ударной волны начинает воздействовать на тонкую алюминиевую пластину и разгоняет ее к неподвижной пластине.

На рис. 2а показано начальное расположение пластин. Метаемая пластина изготовлена из алюминиевого сплава А0 (зарубежный аналог – aluminum alloy 1100), неподвижная пластина – из нержавеющей стали 08Х18Н10 (зарубежный аналог – AISI 304). Толщина пластин – 0,05 мм. Расстояние между пластинами d варьируется в диапазоне 0,05–0,45 мм. Принимается, что имеет место гауссово распределение энергии лазерного луча, когда давление на гребне ударной волны превышает динамический предел текучести материала [7]. Тогда в области воздействия лазерного излучения с алюминиевой пластиной образуется локальная пластическая деформация, которая направляется вниз (рис. 2б), и ударяется с неподвижной пластиной. Угол столкновения θ при этом равен 0° , и в этот момент сваривания еще не происходит (рис. 2в). По мере того, как точка контакта перемещается в радиальном направлении от центра сварного соединения, угол столкновения начинает постепенно увеличиваться. При достижении угла столкновения и определенных значений скорости соударения, начинается образование струи, которая удаляет с поверхности оксидный слой. После этого происходит твердотельное соединение между АЛ и НС (рис. 2г). Далее пятно сварки от центра перемещается к краю области воздействия лазерного излучения и процесс сварки завершается (когда угол столкновения превысит так называемый эффективный угол столкновения [8]). В итоге, образуется соединение лазерной ударной сваркой, которое принимает форму кольца.

Численное моделирование. Моделирование технологии ЛУС проводится в конечно-элементном пакете ABAQUS. Получены распределения пластических деформаций и температур вдоль границ раздела сварного шва. Расчеты выполнены по методике, приведенной в [9].

Уравнение состояния материала. В статье используется уравнение состояния материала Ми–Грюнайзена, основанное на представлении давления ударной волны в форме Гюгоньо, которое широко используется в механике твердого тела при высоких давлениях, которое имеет вид [10]

$$P = P_H + \Gamma p(e - e_H), \quad (1)$$

где P – текущее давление; ρ – мгновенная плотность материала; e – внутренняя энергия; P_H – давление ударной волны Гюгонио; e_H – внутренняя энергия ударной волны Гюгонио; Γ – коэффициент Грюнайзена.

Если предположить, что $\Gamma\rho = \Gamma_0\rho_0 = \text{const}$ (где индексом 0 обозначены их начальные значения), то в этом случае P_H и e_H будут определяться формулами [10]

$$P_H = \frac{\rho_0 c_0 \mu (1 + \mu)}{[1 - (s - 1)\mu]^2}, \quad (2)$$

$$e_H = \frac{1}{2} \frac{P_H}{\rho_0} \left(\frac{\mu}{1 + \mu} \right), \quad (3)$$

где ρ_0 – начальная плотность; Γ_0 – коэффициент Грюнайзена в начальном состоянии; c_0 – объемная скорость звука; s – наклон линии Гюгонио; μ – скорость частиц, $\mu = (\rho/\rho_0) - 1$. Заметим, что главным ограничением модели Ми–Грюнайзена является то, что она применима только для ограниченного диапазона скоростей соударения и не учитывает каких-либо фазовых изменений в материале, таких как плавление или испарение.

Параметры уравнения ударного состояния Ми–Грюнайзена для исследуемых материалов приведены в табл. 1.

Заметим, что в [10] исследуется технология сварки взрывом, которая имеет много общего с лазерной ударной сваркой, но у ЛУС имеются ряд особенностей, установление которых и посвящена настоящая статья.

Определяющее соотношение. При конечно-элементном моделировании технологии ЛУС требуется определение динамических пределов текучести материалов, для чего используется модель Джонсона–Кука, представлявшая собой эмпирическую зависимость динамического предела текучести от пластических деформаций, скоростей пластических деформаций (по Мизесу) и температуры. Области с экстремальными пластическими деформациями при ЛУС образуются очень быстро, поэтому будем использовать определяющее соотношение в виде температурно-зависимой модели Джонсона–Кука, которая определяется выражением [11]

$$\sigma_0 = \left[A + B(\epsilon_p)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 - (T^*)^m \right], \quad (4)$$

где σ_0 – динамическое напряжение; ϵ_p – пластическая деформация; $\dot{\epsilon}_p$ – скорость пластической деформации; $\dot{\epsilon}_0$ – эталонная скорость деформации, $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ с}^{-1}$; A – статический предел текучести материала; B – коэффициент деформационного упрочнения; C – коэффициент скорости деформации; m – показатель степени в законе температурного разупрочнения; n – показатель степени в законе деформационного упрочнения.

Безразмерная температура T^* связана с абсолютной температурой T следующим образом [12]:

$$T^* = \begin{cases} 0, & T < T_0, \\ \frac{T - T_0}{T_m - T_0}, & T_0 \leq T \leq T_m, \\ 1, & T > T_m, \end{cases} \quad (5)$$

где T_0 – комнатная температура, T_m – температура плавления материала.

Таблица 1. Параметры Ми–Грюнайзена для уравнения состояния [10]

Параметр	Алюминиевый сплав А0	Нержавеющая сталь 08Х18Н10
ρ_0 , г/см ³	2712	7905
c_0 , м/с	5451.8	4570
s	1.2592	1.490
Γ_0	2.14	2.0

Таблица 2. Параметры Джонсона–Кука [13]

Параметр	Алюминиевый сплав А0	Нержавеющая сталь 08Х18Н10
A , МПа	148.4	110
B , МПа	345.5	1500
C	0.001	0.014
$\dot{\epsilon}_0$, с ⁻¹	1	1
n	0.183	0.36
m	0.895	1
T_0 , К	293	293
T_m , К	916	1673

Таблица 3. Параметры лазера, используемые при моделировании [13]

Параметр	Значение
Длина волны лазерного луча, нм	1064
Длительность импульса t_p , нс	17
Диаметр пятна лазерного луча, мм	9.0 ± 0.1
Энергия в импульсе лазерного излучения E , мДж	80–1800
Коэффициент энергетической эффективности α	0.25
Адиабатическая постоянная γ	1.4

Параметры Джонсона–Кука для исследуемых материалов приведены в табл. 2.

В табл. 3 приведены параметры лазерного излучения, которые используются при моделировании технологии ЛУС.

Полученные результаты и их анализ. Как известно, на скорость распространения ударной волны основное влияние оказывает акустический импеданс (произведение плотности материала ρ_0 и скорости звука c) материалов метаемой и неподвижной пластин [14]. При распространении ударной волны в различных средах на границе раздела происходит как отражение, так и прохождение ударной волны. При исследовании ЛУС для пары АЛ/НС, поскольку плотность НС больше плотности АЛ, то при достижении ударной волны границы раздела АЛ/НС возникает т. н. эффект расогласования импедансов [15].

Проследим за хронологией процесса ЛУС. Лазерное излучение сначала воздействует на алюминиевую пластину, создавая в ней ударную волну давлением P_1 , которая распространяется в среде со скоростью D_1 . Поскольку, акустический импеданс АЛ меньше, чем у НС, при достижении ударной волны границы раздела, ударная

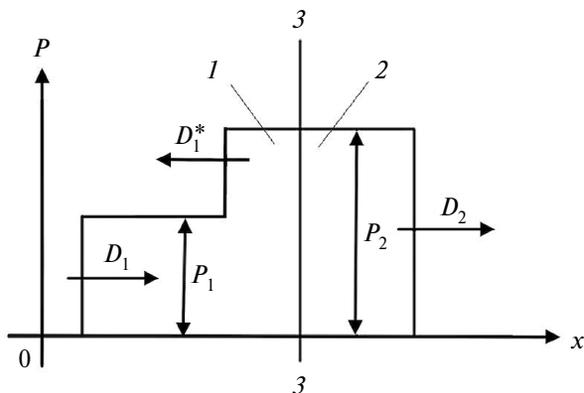


Рис. 3. Схема процессов отражения и прохождения ударной волны на границе раздела АЛ/НС:
1 – алюминий; 2 – нержавеющая сталь; 3–3 – граница раздела.

волна в НС будет распространяться с другой скоростью D_2 . Одновременно ударная волна также будет отражаться и будет распространяться в АЛ со скоростью D_1^* . При этом давление ударной волны в АЛ и НС будет иметь одинаковое значение P_2 (причем $P_2 > P_1$), а их скорости распространения будут разными (D_1^* и D_2 соответственно) [16]. На рис. 3 схематично показаны процессы отражения и распространения ударной волны на границе раздела АЛ/НС.

Окно свариваемости. Как известно, скорость метаемой пластины и угол столкновения являются двумя основными технологическими параметрами, влияющими на эффективность технологии ЛУС [17]. Однако эти параметры при ЛУС в основном контролируются энергией лазерного импульса и дальностью полета метаемой пластины. Следовательно, влияние скорости и угла столкновения на эффективность процесса сварки можно косвенно оценить путем изучения зависимости между энергией лазерного импульса и дальностью полета метаемой пластины.

Технологическое окно свариваемости при различных значениях энергии лазерного импульса E и дальности полета метаемой пластины d показано на рис. 4.

Видно, что при расстоянии $d = 0.25$ мм эффект сваривания достигается при всех пяти различных исследуемых уровнях энергии лазера. При этом диаметр сварочного пятна приблизительно равен диаметру лазерного пятна. Сварочное пятно от прямого воздействия лазерного импульса защищено поглощающим слоем. Поэтому поверхность метаемой пластины относительно плоская и признаков абляции нет. Более того, пятно сварки распространяется от центра в виде концентрических окружностей.

Скорость соударения метаемой пластины должна быть больше некой минимальной эффективной критической скорости V_{pmin} , которая обычно определяются эмпирической формулой [18]

$$V_{pmin} = P \left(\frac{1}{c_1 \rho_1} + \frac{1}{c_2 \rho_2} \right), \quad (6)$$

где P – давление ударной волны в точке столкновения ρ_1 и ρ_2 – плотности материалов метаемой и неподвижных пластин, соответственно; c_1 и c_2 – объемные скорости распространения звука в материалах метаемой и неподвижных пластин соответственно.

При малом расстоянии между пластинами и малой энергии лазерного импульса сваривание в комбинации АЛ/НС не происходит (в частности, как видно из рис. 4, в случае когда это расстояние составляет 0.05 мм, а энергия лазера находится

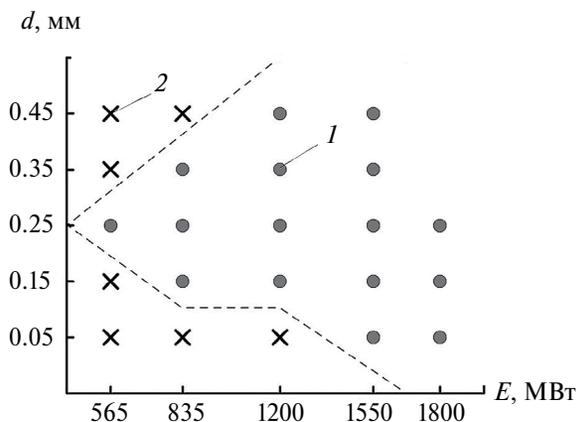


Рис. 4. Окно свариваемости (технологическое окно) для пары АЛ/НС в координатах энергия лазерного импульса E – расстояние между пластинами d : 1 – есть сваривание; 2 – нет сваривания.

в диапазоне 565–1200 МДж, а также при $d = 0.15$ мм и $E = 565$ МДж). Отсутствие сваривания объясняется малым расстоянием полета, что мешает полноценному развитию локальной пластической деформации в метаемой пластине, что, в свою очередь, не позволяет сформировать эффективный угол соударения, необходимый для сваривания. При небольшой дальности полета недостаточна дистанция разгона, и скорость соударения метаемой пластины не достигает критического значения. С другой стороны, малая энергия лазера также приводит к тому, что скорость соударения становится меньше критического значения.

Распределение пластической деформации. На рис. 5 показано распределение пластической деформации по границе раздела двух соударяемых пластин. Как видим, пластическая деформация меняется в диапазоне 1.5–3.0, а этот диапазон значительно больше, чем требование для обычных условий, при которых для формирования твердотельного металлургического соединения пластическая деформация должна быть больше 0.4 [18]. Такая большая разница в пластических деформациях указывает на тот факт, что возникновение при ЛУС сильной пластической деформации происходит на волнистой границе раздела, что доказано экспериментально [8]. Кроме того, видим, что пластическая деформация в метаемой алюминиевой пластине более выражена, чем в неподвижной пластине из нержавеющей стали, и диапазон изменений больше. Значительные пластические деформации происходят на расстоянии примерно в 9 мкм от границы раздела в сторону метаемой пластины. А в сторону неподвижной пластины заметные пластические деформации ограничены лишь областью до 4 мкм от границы раздела. Пластические свойства АЛ лучше, чем НС, и, соответственно, при ЛУС пластические деформации интенсивнее происходят именно в АЛ.

Распределение температур. На рис. 6 показано распределение температур по границе сварного шва. Обычно диаграмма распределения температур приблизительно соответствует распределению эффективной пластической деформации, поскольку нагрев поверхности раздела в основном происходит за счет пластической деформации поверхности раздела. Механическая энергия в процессе ударного столкновения вызывает сильную пластическую деформацию, при этом возникает трение и образуется сдвиг между двумя поверхностями, и все это, в конечном итоге, преобразуется в тепловую энергию [19]. Учитывая, что процесс ЛУС происходит в течение нескольких сотен наносекунд, а отвод тепла от поверхности сварного шва происходит гораздо медленнее, на поверхности шва образуется высокотемпературный слой,

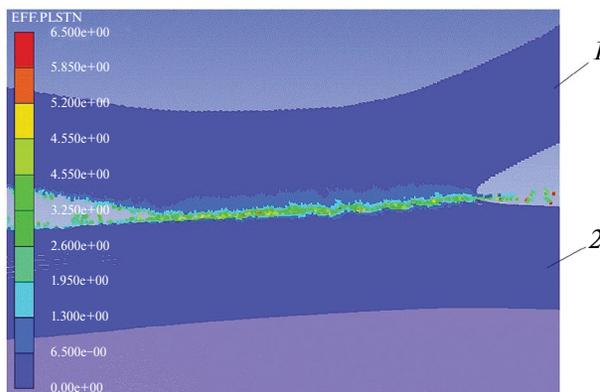


Рис. 5. Распределение пластической деформации по границе соударения пластин: 1 – метаемая алюминиевая пластина; 2 – неподвижная пластина из нержавеющей стали.

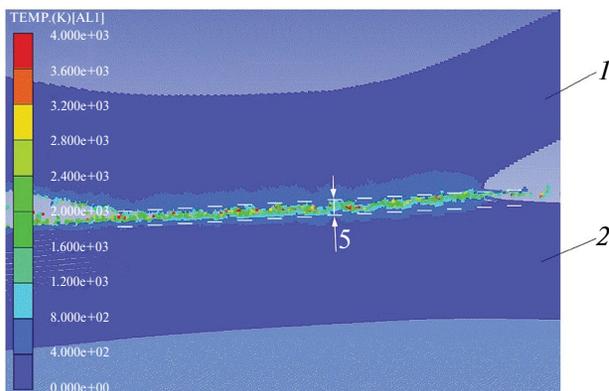


Рис. 6. Распределение температур по границе соударения пластин, размер показан в мкм: 1 – метаемая алюминиевая пластина; 2 – неподвижная пластина из нержавеющей стали.

способствующий диффузии металлов. Как показано на рис. 6, температура на границе раздела может достигать приблизительно 1500 К.

Толщина высокотемпературного слоя при ЛУС составляет приблизительно 5 мкм, что соответствует толщине диффузионного слоя на границе раздела при сварке взрывом, составляющей приблизительно 4.5 мкм [10].

Выводы. Было проведено конечноэлементное моделирование технологии лазерной ударной сварки (ЛУС) между тонкой алюминиевой пластиной (АЛ) и пластиной из нержавеющей стали (НС) с помощью конечно-элементного пакета ABAQUS.

Установлено, что качество сварного шва в основном определяется энергией лазерного импульса и начальным расстоянием между пластинами. Показано, что при малой энергии лазера не удастся осуществить сваривание как при очень маленьких, так и больших расстояниях (например, когда расстояние между пластинами составляет 0.05 мм, и энергия лазера находится в диапазоне 565–1200 МДж, или при расстоянии 0.15 мм, а энергия лазера 565 МДж).

Показано, что для пары металлов АЛ/НС можно достичь хорошего сваривания в случаях, когда расстояние между пластинами находится в диапазоне 0.35–0.45 мм,

а энергия лазера составляет 1800 МДж. Установлено, что при расстоянии 0.25 мм, сварку можно осуществлять при пяти уровнях лазерной энергии.

Установлено, что поверхность раздела при ЛУС подвергается сильной пластической деформации, в результате чего образуется высокотемпературный слой, способствующий диффузии металлов.

Финансирование. Работа выполнена в рамках Государственного задания, шифр научной темы FFGU-2024-0019.

Конфликт интересов. Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Xiong L., Cheng J., Chuang A. et al.* Synchrotron experiment and simulation studies of magnesium-steel interface manufactured by impact welding // *Mater. Sci. Eng. A.* 2021. № 813. P. 141023.
2. *Wang X., Li F., Huang T. et al.* Experimental and numerical study on the laser shock welding of aluminum to stainless steel // *Opt. Lasers Eng.* 2019. № 115. P. 74.
3. *Groche P., Becker M., Pabst C.* Process window acquisition for impact welding processes // *Mater Des.* 2017. № 118. P. 286.
4. *Sadeh S., Malik A.* Investigation into the effects of laser shock peening as a post treatment to laser impact welding // *Mater Des.* 2021. № 205. P. 109701.
5. *Sunny S., Gleason G., Mathews R. et al.* Simulation of laser impact welding for dissimilar additively manufactured foils considering influence of inhomogeneous microstructure // *Mater Des.* 2021. № 198. P. 109372.
6. *Wang X., Tang H., Shao M. et al.* Laser impact welding: investigation on microstructure and mechanical properties of molybdenum-copper welding joint // *Int. J. Refract Met. Hard Mater.* 2019. № 80. P. 1.
7. *Gleason G., Sunny S., Sadeh S. et al.* Eulerian modeling of plasma-pressure driven laser impact weld processes // *Procedia Manuf.* 2020. № 48. P. 204.
8. *Sadeh S., Gleason G., Hatamleh M. et al.* Simulation and experimental comparison of laser impact welding with a plasma pressure model // *Metals.* 2019. № 9 (11). P. 1196.
9. *Nassiri A., Zhang S., Lee T. et al.* Numerical investigation of CP-Ti & Cu110 impact welding using smoothed particle hydrodynamics and arbitrary Lagrangian-Eulerian methods // *J. Manuf. Process.* 2017. № 28. P. 558.
10. *Zhang Z., Feng D., Liu M.* Investigation of explosive welding through whole process modeling using a density adaptive SPH method // *J. Manuf. Process.* 2018. № 35. P. 169.
11. *Sakhvadze G. Zh.* Finite element simulation of hybrid additive technology using laser shock processing // *J. Mach. Manuf. Reliab.* 2023. № 52 (2). P. 170.
12. *Sakhvadze G. Zh.* Finite element modeling of laser shock forming technology // *J. Mach. Manuf. Reliab.* 2023. № 52 (5). P. 500.
13. *Li Z., Wang X., Yang H. et al.* Numerical studies on laser impact welding: smooth particle hydrodynamics (SPH), Eulerian, and SPH-Lagrange // *J. Manuf. Process.* 2021. № 68. P. 43.
14. *Gupta V., Lee T., Vivek A. et al.* A robust process-structure model for predicting the joint interface structure in impact welding // *J. Mater. Process Technol.* 2019. № 264. P. 107.
15. *Lee T., Nassiri A., Dittrich T. et al.* Microstructure development in impact welding of a model system // *Scr. Mater.* 2020. № 178. P. 203.
16. *Li J., Sapanathan T., Raelison R. et al.* On the complete interface development of Al/Cu magnetic pulse welding via experimental characterizations and multiphysics numerical simulations // *J. Mater. Process Technol.* 2021. № 296. P. 17185.
17. *Lu J., Liu H., Wang K. et al.* Experimental and numerical investigations on the interface characteristics of laser impact-welded Ti/brass joints // *J. Mater. Eng. Perform.* 2021. № 30 (2). P. 1245.
18. *Gleason G., Sunny S., Mathews R. et al.* Numerical investigation of the transient interfacial material behavior during laser impact welding // *Scr. Mater.* 2022. № 208. P. 114325.
19. *Sunny S., Gleason G., Bailey K. et al.* Importance of microstructure modeling for additively manufactured metal post-process simulations // *Int. J. Eng. Sci.* 2021. № 166. P. 103515.

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 531.133.1

**АНАЛИЗ И СИНТЕЗ СКЛАДНЫХ ПАРАБОЛИЧЕСКИХ АНТЕНН
С ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ УКЛАДКОЙ ЛЕПЕСТКОВ И СФЕРИЧЕСКИМИ
МЕХАНИЗМАМИ РАСКРЫТИЯ С КОНИЧЕСКИМИ ЗУБЧАТЫМИ
ПАРАМИ**

© 2024 г. С. Н. Саяпин

*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия**e-mail: S. Sayapin@rambler.ru*

Поступила в редакцию 11.01.2024 г.

После доработки 28.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Рассмотрена проблема автоматизации процессов анализа и синтеза складных параболических антенн. Выбраны и исследованы взаимосвязанные варьируемые параметры сопрягаемых элементов складного параболического зеркала антенны с осесимметричной укладкой лепестков и сферическими механизмами их раскрытия в виде конических зубчатых пар. Проведен сравнительный анализ вариантов механизмов раскрытия лепестка с постоянным и переменным передаточными отношениями.

Ключевые слова: складные параболические антенны лепесткового типа, механизмы раскрытия лепестков, осесимметричная укладка складных параболических зеркал, конические зубчатые пары с переменным передаточным отношением

DOI: 10.31857/S0235711924040107, EDN: OYMFYN

В настоящее время происходит бурное развитие глобальных спутниковых телекоммуникационных и радиолокационных систем, а также орбитальных радиотелескопов, работающих в сверхвысоких и крайне высоких (СВЧ и КВЧ) диапазонах частот в интересах широкого круга потребителей. Такие системы требуют развертывания на орбите больших прецизионных складных зеркальных параболических антенн [1–8]. Среди многообразия подобных конструкций отдельное место в их классификации [1, 3] занимают осесимметричные антенны лепесткового типа (рис. 1), обладающие компактной укладкой лепестков l в транспортном положении внутри полезной зоны 2 ракеты-носителя и высокой жесткостью и точностью параболической рабочей поверхности раскрытого складного зеркала 3 с диаметром раскрыва $2r^*$ (рис. 1) [1–2].

При этом формирование рабочей поверхности складного зеркала 3 осуществляется путем сопряжения друг с другом жестких высокоточных фрагментов рабочей поверхности в виде центрального зеркала 4 с диаметром раскрыва $2R^*$ и лепестков l . При этом верхняя 5 и нижняя 6 кромки каждого из лепестков l образованы пересечением рабочей параболической поверхности секущими плоскостями раскрыва складного и центрального зеркал, а боковые кромки 7 – пересечением параболической поверхности секущими смежными меридиональными полуплоскостями с центральным углом α между ними (на рис. 1 угол α и секущие плоскости условно не

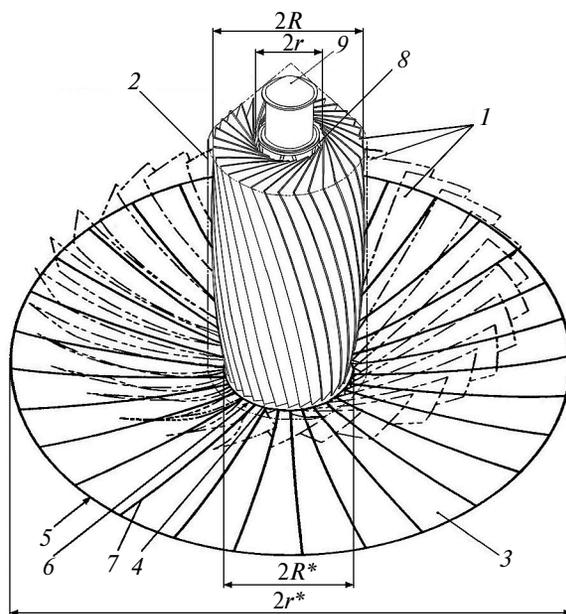


Рис. 1. Общий вид складной параболической антенны лепесткового типа.

показаны). Здесь $2r$ и $2R$ соответственно диаметры вписанных и описанных окружностей, построенных по точкам пересечения верхних кромок лепестков 1 с их внутренними и внешними боковыми кромками.

В реальных конструкциях внутренняя поверхность полезной нагрузки (зона размещения опорной системы 8 фокального контейнера 9) имеет форму усеченного конуса, в то время как внешняя поверхность имеет форму цилиндра, конуса или их комбинации. В сложенном положении лепестки 1 образуют форму, похожую на бутон цветка (рис. 1) [1–3, 4, 6–8].

В работах [1–2] отмечено, что наиболее распространенными механизмами раскрытия лепестков являются сферические механизмы, обеспечивающие одновременный или последовательный поворот лепестка относительно неподвижного центра вокруг осей Эйлера, и механизмы раскрытия лепестков с наклонной осью вращения. Среди механизмов первого типа предпочтительными являются сферические механизмы, обеспечивающие поворот лепестка вокруг двух ортогональных осей. Сферические механизмы, обеспечивающие поворот вокруг трех ортогональных осей, являются более сложными и в складных космических антеннах практически не применяются. Наиболее простым типом механизма раскрытия лепестка является механизм с наклонной осью его вращения. Одним из важных показателей механизмов раскрытия лепестков является минимальный зазор между рабочими поверхностями смежных лепестков, исключая в процессе раскрытия их взаимный контакт. Указанный минимальный зазор определяет максимально допустимую строительную высоту лепестка по толщине, которая, в свою очередь, влияет на его жесткость и, как следствие, на точность рабочей поверхности раскрытого зеркала антенны в процессе эксплуатации.

Таким образом, разработка математической модели, методов анализа и синтеза складных параболических антенн с осесимметричной укладкой лепестков и сферическими механизмами раскрытия, устанавливающих кинематические связи между

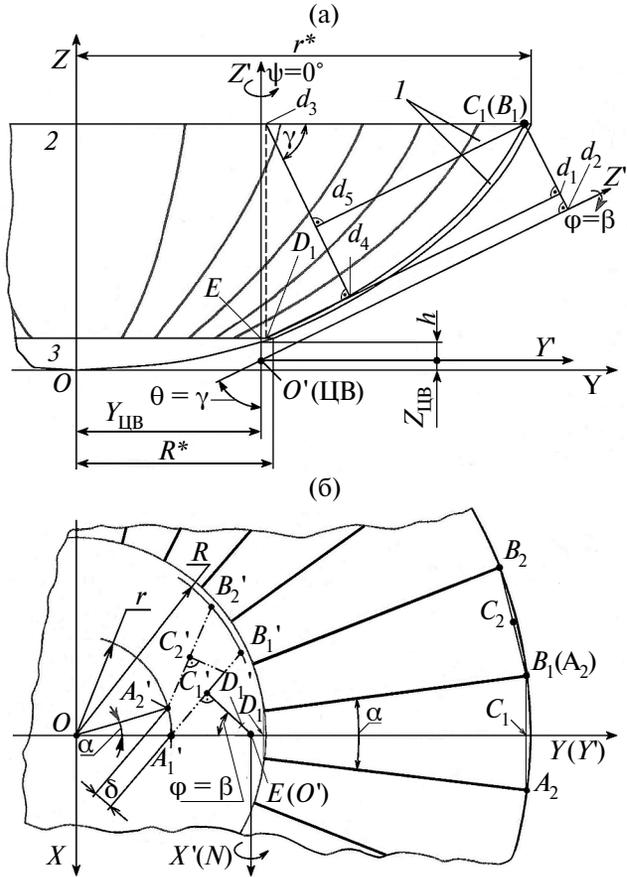


Рис. 2. Схематическое изображение складного параболического зеркала антенны лепесткового типа: (а) – вид спереди; (б) – вид сверху.

основными параметрами центрального зеркала, лепестками и их количеством, а также их взаимным расположением и координатами центра вращения сферического механизма раскрытия и его передаточным отношением, является актуальной задачей.

Ниже представлено описание методов анализа и синтеза складных параболических антенн с осесимметричной укладкой лепестков 1 образующих с помощью сферических механизмов раскрытия параболическое складное зеркало 2 в виде кольцевой вырезки из параболоида вращения сопрягаемой внутренней кромкой с наружной кромкой параболического центрального зеркала 3 (рис. 2). Для оперативного сравнения минимальных зазоров сферического механизма раскрытия и механизма раскрытия с наклонной осью вращения в [1] предложен качественный метод, построенный на взаимосвязи между максимально допустимой строительной высотой лепестка по толщине и отношением геометрических параметров L/S , где $L = (A'_2, B'_1)$ – расстояние между соседними точками смежных лепестков, образованных пересечением боковых и периферийных кромок их рабочих поверхностей, а S – путь, пройденный точкой A'_2 при переводе лепестка 1 из сложенного положения в рабочее до совпадения с точкой B_1 (рис. 2б). Чем выше значение L/S , тем больше величина минимального зазора между рабочими поверхностями смежных лепестков в процессе их

раскрытия (складывания) и, следовательно, предпочтительнее рассматриваемый альтернативный вариант. Действительно, увеличение расстояния L ведет к взаимному повороту смежных лепестков в плане в сложенном положении (рис. 2б) и изначально увеличивается зазор между ними.

При уменьшении пути S наблюдается более крутая траектория взаимного движения смежных лепестков, что также ведет к увеличению зазора между ними по сравнению с более пологой траекторией. Проведенный анализ показал, что наилучшим показателем L/S обладают механизмы, обеспечивающие последовательные поворот и разворот лепестка в меридиональной плоскости зеркала антенны и его разворот относительно продольной оси. В то же время такой тип механизмов требует достаточно сложной кинематики, и они трудно реализуемы на практике.

Самыми простыми являются механизмы, обеспечивающие поворот лепестка относительно наклонной оси вращения. Однако такому типу механизмов соответствуют лепестки минимальной (по сравнению с другими типами механизмов) толщины и жесткости. Рациональные варианты находятся между приведенными. К ним относятся механизмы с постоянным и переменным передаточным отношением, обеспечивающие одновременные поворот лепестка в меридиональной плоскости и его разворот относительно продольной оси.

Следующий шаг – проведение сравнительного анализа сферических механизмов раскрытия выбранной схемы. Для этого необходимо разработать математическую модель, устанавливающую связь между основными сравниваемыми параметрами. Поиск решения аналитически (решение уравнений, описывающих рабочие поверхности лепестков, центрального зеркала и внутренней цилиндрической и наружной конической (цилиндрической) поверхностей полезной зоны под обтекателем ракеты-носителя или другого транспортного средства относительно единой системы координат, начало которой совпадает с вершиной параболоида вращения, а одна из осей – с фокальной осью параболоида, учитывая поворот лепестков из раскрытого положения в транспортное относительно радиально-симметрично расположенных центров вращения, при котором в транспортном положении эти поверхности не должны пересекаться, количество лепестков должно быть минимальным, а расстояние между ними и диаметр параболоида вращения зеркала антенны – максимальным) является новой, сложной и трудоемкой задачей, что существенно затрудняет ее оперативное решение. Для обеспечения оперативного решения поставленной задачи на компьютере трехмерные поверхности заменены на эквивалентную модельную систему характерных двумерных профилей и отрезков, имитирующих критические габаритные линии и точки обводов лепестков.

Для определения искоемых параметров начало неподвижной системы декартовых координат $O'X'Y'Z'$ совместим с центром вращения (ЦВ) сферического механизма и направим ее оси $O'X'$, $O'Y'$, $O'Z'$ параллельно соответствующим осям OX , OY , OZ неподвижной системы декартовых координат с началом в вершине параболоида вращения (рис. 2). Далее свяжем лепесток l с осями подвижной системы координат $O'X''Y''Z''$ таким образом, чтобы линия узлов $O'N$ совпала с осью $O'X'$ ($\psi = 0^\circ$), а ось $O'Z''$ в сложенном положении лепестка l совпадала с осью $O'Z'$ ($\theta = 0^\circ$). Тогда для перевода лепестка l из сложенного положения в рабочее потребуется его одновременный или последовательный поворот вокруг осей $O'Z''$ и $O'N$ на углы собственного вращения $\phi = \beta$ и нутации $\theta = \gamma$, отношение которых определяет передаточное отношение сферического механизма, выполненного, например, на основе конической зубчатой пары с ортогональными осями вращения. При этом хорды верхних кромок лепестков l ($A_1B_1, A_2B_2, \dots, A_nB_n$) в раскрытом положении лежат в плоскости раскрыва складного зеркала, а в сложенном ($A'_1B'_1, A'_2B'_2, \dots, A'_nB'_n$) – в параллельной плоскости. В свою очередь, хорды нижних кромок лепестков в сложенном и раскрытом положениях со средними точками D_1, D_2, \dots, D_n и D'_1, D'_2, \dots, D'_n соответственно, лежат

в одной плоскости – плоскости раскрыва центрального зеркала. Ось собственного вращения лепестка I $O'Z''$ расположена параллельно касательной к его средней параболе в точке K таким образом, что расстояния от середин хорд нижней кромки лепестка в сложенном (точка D'_1) и раскрытом (точка D_1) положениях до точки пересечения оси $O'Z''$ с плоскостью раскрыва центрального зеркала (точка E) равны между собой, т.е. на виде в плане (рис. 2б) $D'_1E = ED_1$ (рис. 2б).

Рассмотрим формулы, устанавливающие аналитическую зависимость между основными параметрами складного параболического зеркала антенны его кромки (рис. 2б):

$$A_1B_1 = 2r^* \sin(\alpha / 2) = 2r^* \sin(180^\circ / n),$$

где r^* – радиус складного зеркала в раскрытом положении; α – центральный угол между смежными меридиональными полуплоскостями; n – количество лепестков.

Для определения расстояния между хордами верхней и нижней кромок лепестка I равного $C'_1D'_1$ на виде в плане (рис. 2б) проведем следующие вспомогательные построения. Из точки O' , совпадающей с ЦВ сферического механизма, проведем ось собственного вращения $O'Z''$ лепестка I под углом нутации $\theta = \gamma$ (варьируемый параметр), а из точки D_1 – параллельный ей луч (рис. 2а). Затем из точки C_1 (рис. 2а) опустим перпендикуляр на построенные параллельные прямые до пересечения в точках d_1 и d_2 . В результате получим отрезки C_1d_1 и C_1d_2 , равные на виде в плане (рис. 2б) расстоянию между серединными точками хорд верхней и нижней кромок лепестка I ($C'_1D'_1 = C_1d_1$) и расстоянию от серединной точки C'_1 верхней кромки лепестка I до оси собственного вращения лепестка $O'Z''$ (C_1d_2). Обозначив точку пересечения оси собственного вращения $O'Z''$ с плоскостью раскрыва центрального зеркала 3 через E , получим на виде в плане (рис. 2б) равные друг другу расстояния от оси собственного вращения лепестка I в сложенном положении ($\theta = \gamma = 0^\circ$) до серединных точек хорд нижних кромок лепестка I в сложенном (точка D'_1) и раскрытом (точка D_1) положениях ($D'_1E = ED_1 = d_1d_2$ и $C'_1E = C'_1D'_1 + d_1d_2$). Опустим перпендикуляры из точки D_1 до его пересечения с плоскостью раскрыва складного зеркала 2 в точке d_3 и из точки d_3 на отрезок луча D_1d_1 до пересечения в точке d_4 . В результате получим прямоугольный треугольник $D_1d_3d_4$ ($\angle d_3D_1d_4 = \geq$). Из уравнения параболы $Z = Y^2/4f$ (f – фокусное расстояние параболы, на рис. 2а не показано) получим

$$D_1d_3 = [(r^*)^2 - [R^*]^2]/4f.$$

Тогда

$$d_3d_4 = D_1d_3 \sin \gamma = [(r^*)^2 - [R^*]^2] \sin \gamma / 4f.$$

Далее, опустив из точки C_1 перпендикуляр на сторону d_3d_4 до пересечения в точке d_5 , получим прямоугольный треугольник $C_1d_5d_3$ ($\angle d_5d_3C_1 = \gamma$). Тогда

$$d_3d_5 = d_3C_1 \cos \gamma = (r^* - R^*) \cos(180^\circ / n) \cos \gamma.$$

Расстояние между хордами верхней и нижней $C'_1D'_1$ кромок лепестка I в сложенном положении в плане (см. рис. 2б), определяют по формуле

$$\begin{aligned} C'_1D'_1 &= d_3d_4 - d_3d_5 = D_1d_3 \sin \gamma - d_3C_1 \cos \gamma = \\ &= \{[(r^*)^2 - [R^*]^2] \sin \gamma / 4f\} - (r^* - R^*) \cos(180^\circ / n) \cos \gamma, \end{aligned}$$

где f – фокусное расстояние параболического зеркала; $\theta = \gamma$ – угол нутации оси собственного вращения лепестка l в раскрытом положении, r^* – радиус складного зеркала 2 , R^* – радиус центрального зеркала 3 .

Далее из треугольника $EA'_1C'_1$ (рис. 2б) по теореме косинусов определяем его сторону EC'_1 . При этом $\angle C'_1A'_1E = 180^\circ - \angle OA'_1B'_1$, а $\angle OA'_1B'_1$ определяем из треугольника $OA'_1B'_1$ как арксинус выражения

$$\sin \angle OA'_1B'_1 = \frac{2}{r^* A_1 B_1} \sqrt{P_{OA'_1B'_1} (P_{OA'_1B'_1} - R) (P_{OA'_1B'_1} - r) (P_{OA'_1B'_1} - A'_1 B'_1)},$$

где $P_{OA'_1B'_1} = 0.5(OB'_1 + A'_1 B'_1 + OA'_1)$ – периметр треугольника $OA'_1B'_1$. При этом $D'_1 E = ED_1 = d_1 d_2 = C'_1 E - C'_1 D'_1$.

Расстояние от сферического механизма раскрытия лепестка l (точка O') до хорды его нижней кромки в плане (рис. 2б) в сложенном ($D'_1 E$) и равном ему в раскрытом (ED_1) положении зеркальной антенны определяем по формуле с учетом приведенных выражений и обозначений

$$\begin{aligned} D'_1 E = ED_1 = d_1 d_2 = C'_1 E - C'_1 D'_1 = \\ = \frac{[R^* \cos(180^\circ / n)]^2 - \{2R^2 + 2r^2 - [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2\} / 4 - (C'_1 D'_1)^2 -}{2DE + 2R^* \cos(180^\circ / n) +} \\ - \frac{(C'_1 D'_1) \sqrt{2R^2 + 2r^2 - [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2 - \{(R^2 - r^2)^2 / [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2\}}}{+\sqrt{2R^2 + 2r^2 - [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2 - \{(R^2 - r^2)^2 / [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2\}}}, \end{aligned}$$

где R^* – радиус центрального зеркала; r^* – радиус складного зеркала; R – радиус внешней полезной зоны размещения лепестков в сложенном положении (по верхним кромкам); r – радиус внутренней полезной зоны размещения лепестков в сложенном положении (по верхним кромкам); n – количество лепестков.

Координаты центра вращения сферического механизма раскрытия лепестка определяются по формулам

$$OE = Y_{ЦВ} = R^* \cos(180^\circ / n) - ED_1;$$

$$Z_{ЦВ} = [(R^*)^2 / 4f] - [ED_1 / \operatorname{tg} \angle EO_1 D_1] = [(R^*)^2 / 4f] - [ED_1 / \operatorname{tg}(\gamma / 2)].$$

Угол поворота лепестка $\phi = \beta$ (рис. 2б) относительно оси его собственного вращения $O'Z''$ определяем по формуле

$$\begin{aligned} \angle C_1 EO = \beta = \frac{1}{2Y_{ЦВ}} \left\{ \sqrt{2R^2 + 2r^2 - [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2} \times \right. \\ \left. \times \cos \left[\arcsin \sqrt{1 - \left[\frac{(R^2 - r^2)^2}{[2r^* \sin(180^\circ / n)]^2 [2R^2 + 2r^2 - [2r^* \sin(180^\circ / n)]^2]} \right]} \right] \right\}. \end{aligned}$$

Минимальный зазор δ между смежными лепестками в транспортном положении определяем по формуле

$$\delta = \frac{1}{2r^2} \left\{ \left[R^2 - r^2 - [2r^* \sin(180^\circ/n)]^2 \cos(180^\circ/n) + \sin(180^\circ/n) \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \sqrt{4R^2r^2 - [R^2 + 2r^2 - [2r^* \sin(180^\circ/n)]^2]^2} \right\}.$$

Расстояние h от центра вращения лепестка до рабочей поверхности зеркала антенны находим из выражения

$$h = (Y_{\text{ЦВ}}^2/4f) - Z_{\text{ЦВ}}.$$

Передаточное отношение i сферического механизма раскрытия лепестка связано с его углами собственного вращения ($\varphi = \beta$) и нутации ($\theta = \gamma$) (рис. 2)

$$i = (\beta / \gamma).$$

В результате исследований выбираем наиболее предпочтительные параметры, относящиеся не только к геометрической форме самих лепестков, их укладке в транспортном положении и количеству. Выбираем также основные параметры сферических механизмов раскрытия лепестков: координаты центра вращения лепестков: координаты центра вращения лепестка $X_{\text{ЦВ}}, Z_{\text{ЦВ}}$; передаточное отношение i между углом поворота β и раскрытия лепестка γ ; расстояние h от центра вращения лепестка до рабочей поверхности зеркала антенны, определяющее его конструктивную форму.

Практические расчеты показали, что в случае сопряжения внешней крайней точки верхней кромки лепестка со стенками обтекателя конической формы, ось собственного вращения лепестка $l O'Z''$ целесообразно рассматривать параллельно к касательной параболического профиля лепестка на первой трети профиля, т.к. в остальных случаях верхняя часть лепестка не вписывается в полезную зону ракеты-носителя.

Для проведения численных исследований разработана программа “SSS”, записанная на языке Турбо-Си. При этом время, затрачиваемое на трансляцию и решение задачи составляет несколько минут.

Настоящая методика дает точное решение при определении теоретических значений координат оптимального центра вращения лепестков и их пространственных геометрических и кинематических параметров. При этом теоретические значения координат оптимального центра вращения лепестков должны совпадать с номинальными значениями реальных координат, а определение величины поля допуска осуществляется по известным методикам точностных и термомодеформационных расчетов из условия влияния люфтов на геометрические, кинематические и динамические параметры.

На рис. 3а представлена кинематическая схема синтезированного сферического механизма разворачивания лепестка в виде зубчатой конической пары, позволяющей организовать одновременный поворот лепестка вокруг двух ортогональных осей. Если ось собственного вращения лепестка 5 повернуть на угол поворота β (рис. 2б), то лепесток 1 одновременно повернется в меридиональной плоскости на угол раскрытия γ в соответствии с передаточным отношением конической передачи i [1].

Следует отметить, что более предпочтительными являются сферические механизмы с переменным передаточным отношением, позволяющие осуществлять вращение лепестка относительно его продольной оси в начальной фазе раскрытия медленнее, чем в конечной, и обеспечивать возможность создания лепестков с большей строительной высотой (толщиной) и жесткостью [1].

В представленном механизме коническая шестерня 3 с осью 1 неподвижно установлена в кронштейнах, закрепляемых на несущей конструкции (рис. 3б). Ось 1

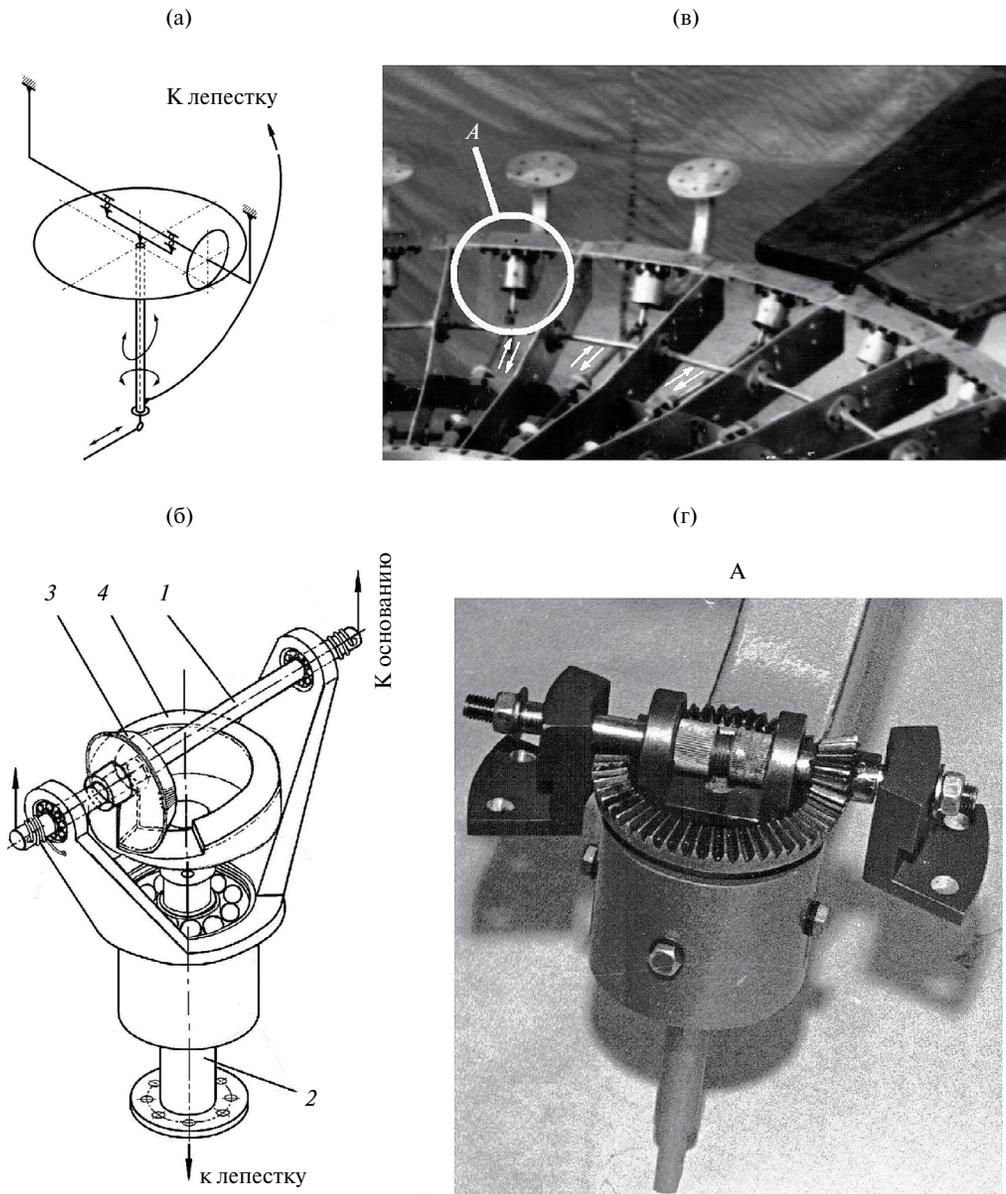


Рис. 3. Сферические механизмы раскрытия лепестка на основе конической зубчатой передачи с постоянным (а) и переменным (б) передаточными отношениями; (в), (г) – полномасштабный макет сферического механизма раскрытия лепестка складного параболического зеркала антенны диаметром 10 м.

с конической шестерней 3 устанавливается перпендикулярно меридиональной плоскости симметрии лепестка и совпадает с осью нутации. На ось надета вилка 2 с вращающимся зубчатым колесом 4 с образованием конического зубчатого зацепления. К ступице зубчатого колеса через серповидный кронштейн прикреплен лепесток (рис. 3а).

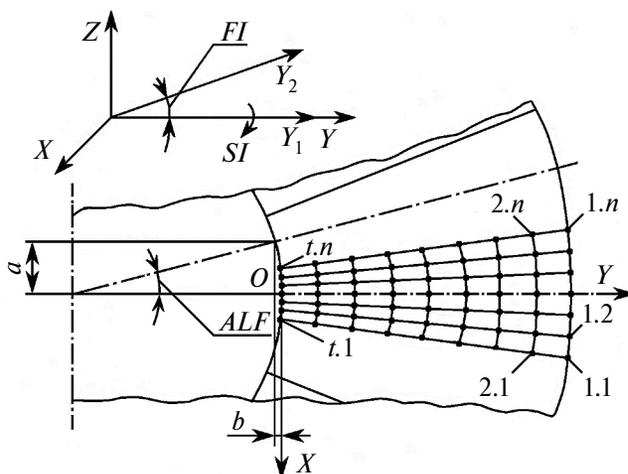


Рис. 4. Вид сверху на схему разбивки поверхности лепестка складного зеркала параболической антенны в раскрытом положении.

В результате при повороте оси вилки происходит обкат коническим колесом 4 неподвижной конической шестерни 3 и соответственно одновременный поворот лепестка вокруг двух ортогональных осей — оси нутации (неподвижной оси 1 с конической шестерней 3) и оси собственного вращения лепестка (вращающейся оси вилки 2). Углы поворота лепестка вокруг осей нутации и собственного вращения связаны между собой передаточным отношением конической зубчатой пары. Очевидно, что при повороте лепестков в меридиональных плоскостях относительно осей нутации (рис. 2) при их синхронном раскрытии они совершают расходящиеся друг относительно друга перемещения. В результате максимально допустимые габариты лепестка по толщине определяются лишь геометрией их укладки в полезной зоне под обтекателем ракеты носителя. При достаточном свободном пространстве между тыльной поверхностью центрального зеркала и ЦВ, определяемым расстоянием h в качестве сферического механизма можно успешно применить пространственные механизмы параллельной структуры, отличающиеся повышенной удельной жесткостью несущей конструкции [9, 10].

После определения искомых параметров требуется решить задачу определения максимально допустимых габаритов лепестка по толщине из условия бесконтактного движения смежных лепестков в процессе раскрытия складной параболической антенны. Для решения поставленной задачи разработан количественный метод, позволяющий определять максимально допустимые толщины лепестка по всей его поверхности, необходимые для сравнения альтернативных вариантов и последующей разработки конструкции лепестка.

Рассмотрим разработанную методику определения максимально-допустимых габаритов лепестков в складных параболических антеннах лепесткового типа. На рис. 4 приведен вид сверху на схему разбивки поверхности лепестков складного параболического зеркала антенны в раскрытом положении и его основные параметры.

Суть предлагаемого метода в следующем. Рабочая (тыльная) поверхность лепестка в раскрытом положении зеркала антенны разбивается по точкам, полученным пересечением, равномерно расположенных, радиальных плоскостей и концентрических цилиндров (рис. 4). При этом оси цилиндров и линия пересечения радиальных плоскостей совпадают с фокальной осью. Затем производят одновременный поворот

двух смежных лепестков относительно двух взаимно перпендикулярных осей, пересекающихся в центрах вращения механизмов поворота лепестков. Углы поворота и раскрытия лепестка, связанные передаточным отношением механизма раскрытия, разбивается на t равных значений относительно указанных осей вращения, для каждого из которых определяется зазор между рабочими поверхностями смежных лепестков. Для этого измеряется расстояние от каждой точки разбиения рабочей поверхности одного лепестка до ближайших точек разбиения рабочей поверхности смежного лепестка. Наиболее короткий отрезок будет соответствовать зазору между смежными лепестками в данной точке для их текущего положения в пространстве. При этом точность определения величины искомого зазора зависит от частоты сетки разбиения рабочих поверхностей лепестков. После определения зазоров для всех точек разбиения во всех положениях двух смежных лепестков при переводе их из рабочего положения в транспортное (и, наоборот) для каждой из рассмотренных точек отыскивается минимальное значение зазора между смежными лепестками. Их совокупность с учетом конструктивных допусков и даст максимально-допустимые габариты лепестков из условия исключения их взаимного задевания в процессе раскрытия (складывания). Данный метод является количественным. Ниже приведен алгоритм решения задачи.

Запишем матрицу перехода от раскрытого положения лепестка в сложенное

$$Q = Q_1 \times Q_2 = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(FI) & -\sin(FI) \\ 0 & \sin(FI) & \cos(FI) \end{vmatrix} \times \begin{vmatrix} \cos(SI) & 0 & \sin(SI) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(SI) & 0 & \cos(SI) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \cos(SI) & 0 & \sin(SI) \\ \sin(FI)\sin(SI) & \cos(FI) & \sin(FI)\cos(SI) \\ -\cos(FI)\sin(FI) & \sin(FI) & \cos(FI)\cos(SI) \end{vmatrix}, \quad (1)$$

где Q_1 – матрица поворота при раскрытии лепестка в радиальных плоскостях; Q_2 – матрица поворота вокруг продольной оси лепестка; FI, SI – углы раскрытия и поворота лепестка соответственно.

Запишем матричное преобразование при повороте первого лепестка на $\angle ALF$. Получим матрицу перехода от раскрытого положения в сложенное 1-го лепестка

$$P = P_1 \times Q = \begin{vmatrix} \cos(ALF) & -\sin(ALF) & 0 \\ \sin(ALF) & \cos(ALF) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \cos(SI) & 0 & \sin(SI) \\ \sin(FI)\sin(SI) & \cos(FI) & \sin(FI)\cos(SI) \\ -\cos(FI)\sin(FI) & \sin(FI) & \cos(FI)\cos(SI) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} C_\alpha C_\xi - S_\alpha S_\varphi S_\xi & -S_\alpha C_\varphi & C_\alpha S_\xi + S_\alpha S_\varphi C_\xi \\ S_\alpha C_\xi + C_\alpha S_\varphi S_\xi & C_\alpha C_\varphi & S_\alpha S_\xi - C_\alpha S_\varphi C_\xi \\ -C_\varphi S_\xi & S_\varphi & C_\varphi C_\xi \end{vmatrix}, \quad (2)$$

где $C_\alpha = \cos(ALF)$; $S_\alpha = \sin(ALF)$; $C_\varphi = \cos(FI)$; $S_\varphi = \sin(FI)$; $C_\xi = \cos(SI)$; $S_\xi = \sin(SI)$; P_1 – матрица поворота лепестка на угол $\angle ALF$.

Исходя из предыдущих выкладок (1), (2), можно записать в векторной форме расстояние между точками 1-го и 2-го лепестков

$$\delta = \begin{pmatrix} -a \\ -b \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} C_\alpha C_\xi - S_\alpha S_\varphi S_\xi & -S_\alpha C_\varphi & C_\alpha S_\xi + S_\alpha S_\varphi C_\xi \\ S_\alpha C_\xi + C_\alpha S_\varphi S_\xi & C_\alpha C_\varphi & S_\alpha S_\xi - C_\alpha S_\varphi C_\xi \\ -C_\varphi S_\xi & S_\varphi & C_\varphi C_\xi \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} |X'| \\ |Y'| \\ |Z'| \end{pmatrix} - Q \times \begin{pmatrix} |X| \\ |Y| \\ |Z| \end{pmatrix}, \quad (3)$$

где матрица-столбец $\begin{pmatrix} -a \\ -b \\ 0 \end{pmatrix}$ – перенос начала координат 1-го лепестка ко 2-му; X, Y, Z – координаты точек разбиения 1-го лепестка (в раскрытом положении); X', Y', Z' – координаты точек 2-го лепестка (в раскрытом положении).

При перемножении и сложении матриц в (3), получим

$$\vec{\delta} = \begin{pmatrix} \overrightarrow{\delta_X} \\ \overrightarrow{\delta_Y} \\ \overrightarrow{\delta_Z} \end{pmatrix},$$

где

$$\delta_X = a + (C_\alpha C_\xi - S_\alpha S_\varphi C_\xi)X' - S_\alpha C_\varphi Y' + (C_\alpha S_\xi + S_\alpha S_\varphi C_\xi)Z' - C_\xi X - S_\xi Z;$$

$$\delta_Y = -b + (S_\alpha C_\xi + C_\alpha S_\varphi C_\xi)X' - C_\alpha C_\varphi Y' + (S_\alpha S_\xi - C_\alpha S_\varphi C_\xi)Z' - S_\varphi S_\xi X - C_\varphi Y + S_\varphi C_\xi Z;$$

$$\delta_Z = -C_\varphi S_\xi X' + S_\varphi Y' + C_\varphi C_\xi Z' + C_\varphi S_\xi X - S_\varphi Y - C_\varphi C_\xi Z.$$

Задавая X, Y, Z и X', Y', Z' , можно найти расстояние между двумя точками

$$|\delta| = \sqrt{\delta_X^2 + \delta_Y^2 + \delta_Z^2}.$$

Для определения минимального расстояния между поверхностями двух смежных лепестков при переводе их из транспортного положения в рабочее разработана программа на языке Турбо-Си [1]. Время, затрачиваемое на решение для сетки с частотой разбивки 11×21 задачи вместе с трансляцией, составляет не более 10 мин. После получения минимального расстояния между поверхностями двух смежных лепестков зеркала антенны в процессе раскрытия и складывания определяют максимально – допустимые габаритные размеры лепестка по толщине.

Заключение. Представленные методы исследования раскрываемых на орбите антенных зеркал лепесткового типа космических радиотелескопов позволяют не только выбрать наиболее предпочтительный вариант укладки лепестков в транспортном положении, но и определить их количественные параметры, а также выбрать тип и определить параметры механизма раскрытия. Изложенный оперативный качественный метод позволяет проводить предварительный сравнительный анализ вариантов на начальных стадиях разработки.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благодирова. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Автор заявляет, что у него нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Sayapin S. N., Shkapov P. M.* Kinematics of Deployment of Petal-Type Large Space Antenna Reflectors with Axisymmetric Petal Packaging // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. 2016. V. 45. № 5. P. 387.
<https://doi.org/10.3103/S1052618816050137>
2. *Arkhipov M. Yu., Savel'ev V.A., Smirnov A. V., Oberemok Yu.A.* Solving the Problem of the Deployment Kinematics of a Large Petal Reflector // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. 2020. V. 49. № 9. P. 796.
<https://doi.org/10.3103/S1052618820090034>
3. *Лопатин А. В., Рутковская М. А.* Обзор конструкций современных трансформируемых космических антенн (Часть 1) // *Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета им. академика М. Ф. Решетнева*. 2007. № 2 (15). С. 51.
4. *Лопатин А. В., Рутковская М. А.* Обзор конструкций современных трансформируемых космических антенн (Часть 2) // *Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета им. академика М. Ф. Решетнева*. 2007. № 3 (16). С. 78.
5. *Duan B., Zhang Y., Du J.* Large Deployable Satellite Antennas. Singapore: Springer, 2020. 290 p.
6. *Tan G., Duan X., Yang D., Ma J., Zhang D.* Parametric design optimization approach to petal-type solid surface deployable reflectors // *Acta Astronautica*. 2022. V. 197. P. 280.
<https://doi.org/10.1016/j.actaastro.2022.02.032>
7. *Guest S. D., Pellegrino S.* A new concept for solid surface deployable antennas // *Acta astronautica*. 1996. V. 38. № 2. P. 103.
[https://doi.org/10.1016/0094-5765\(96\)00009-4](https://doi.org/10.1016/0094-5765(96)00009-4)
8. *Huang H., Guan F.-L., Pan L.-L., Xu Y.* Design and deploying study of a new petal-type deployable solid surface antenna // *Acta Astronautica*. 2018. V. 148. P. 99.
9. *Ganiev R. F., Glazunov V.A.* Handling mechanisms of parallel structure and their application in modern equipment // *Doklady Physics*. 2014. V. 59 (12). P. 582.
<https://doi.org/10.1134/S1028335814120015>
10. *Глазунов В. А.* Механизмы параллельной структуры и их применение: робототехнические, технологические, медицинские, обучающие системы. Москва—Ижевск: Ижевский институт компьютерных исследований, 2018. 1036 с.

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 355.358.1

**УСТОЙЧИВОСТЬ РАСПРЕДЕЛЕННОЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ
СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ С УЧЕТОМ МОДЕЛИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ
ПОСЛЕДСТВИЙ НЕПРЕДНАМЕРЕННЫХ ДЕСТРУКТИВНЫХ
ВОЗДЕЙСТВИЙ**© 2024 г. А. М. Попов^{1, *}, В. И. Филатов^{2, **}¹*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия*²*Московский государственный технический университет им. Н. Э. Баумана, Москва, Россия***e-mail: aproximandra@mail.ru****e-mail: vf110@mail.ru*

Поступила в редакцию 24.11.2023 г.

После доработки 24.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

В статье изложены задачи прогнозирования возможного сценария непреднамеренных деструктивных воздействий (массовые воздействия – перепады напряжений, промышленные электромагнитные помехи, воздействия природного характера) на распределенную автоматизированную систему управления. Предложены аналитические соотношения для оценки последствий подобных деструктивных воздействий (система передачи сигналов, система связи). Рассмотрен один из возможных сценариев таких воздействий на систему с учетом распределения их интенсивности.

Ключевые слова: устойчивость, автоматизированная система управления, непреднамеренные воздействия, динамический процесс, показатели комплексной устойчивости, контрвоздействия системы, прогнозирование, стабилизация

DOI: 10.31857/S0235711924040111, **EDN:** OYLEDL

Обобщенную оценку комплексной устойчивости (КУ) автоматизированной системы управления (АСУ) можно характеризовать значениями наиболее важных ее параметров, которые в совокупности будут в целом определять качество функционирования системы. При этом, с учетом прогнозирования некоторых непреднамеренных (случайных) воздействий, представляющих собой динамический процесс, показатель КУ будет непрерывно изменяться в соответствии со степенью и характером этих воздействий на узлы системы.

Оценивание качества КУ АСУ осуществляется с целью определения необходимых управляющих (корректирующих функционирование системы) контрвоздействий внутри системы, определения требуемых ресурсов для восстановления вышедших из строя элементов (узлов) системы, а также подготовке мероприятий и настройки параметров АСУ для стабилизации КУ [1, 9].

При получении оценки изменения КУ после непреднамеренных воздействий решаются задачи уточнения прогнозирования состояния АСУ с целью повышения КУ до требуемого уровня (это комплексная устойчивость, она же КУ), а также проводится разработка методики такого прогнозирования, которая, в свою очередь, должна

удовлетворять требованиям по определению границ неустойчивого состояния АСУ [2–5]. В статье рассматривается определение исходных данных для прогнозирования в соответствии с методикой и учитываются управляющие воздействия, необходимые КУ системы. Эти управляющие воздействия могут формироваться как внутри, так и снаружи системы на основе учета результатов прогнозирования непреднамеренных деструктивных воздействий.

При получении оценки комплексной устойчивости с учетом прогнозирования непреднамеренных воздействий решаются следующие задачи: 1) уточнение цели и постановки задачи прогнозирования; 2) разработка методики прогнозирования, обеспечивающей определение возможного снижения КУ АСУ после воздействий; 3) определение исходных данных для прогнозирования в соответствии с разработанной методикой; 4) установление сроков проведения расчетов и оформления результатов прогнозирования; 5) определение перечня мероприятий по повышению КУ АСУ, учитывающих результаты прогнозирования.

Поставленные задачи позволяют осуществить общую (вербальную) постановку задачи прогнозирования и определить исходные данные для нее.

Заданы: 1. Границы интервалов непреднамеренных воздействий на распределенную АСУ (предельное число воздействий). 2. Возможности по снижению ущерба от непреднамеренных воздействий (вероятности выбора оптимальных по устойчивости системы параметров, вероятности успешной физической защиты системы) [1, 15].

Процесс решения задачи включает следующие основные этапы: 1. Определение возможного сценария непреднамеренных воздействий с учетом заданных ограничений возможностей. 2. Расчет вероятностей выхода из строя элементов системы с учетом выбранного сценария непреднамеренных воздействий. 3. Распределение ресурса воздействий на систему. 4. Расчет условных вероятностей степеней выхода из строя элементов системы. 5. Постановку задачи для повышения устойчивости конкретного элемента системы. 6. Разработку алгоритма решения поставленной задачи.

Прогнозирование возможного сценария. Определение возможностей непреднамеренных воздействий осуществляется в соответствии с разработанным сценарием воздействий, который периодически корректируется с учетом текущей ситуации.

Сценарий необходим для определения (моделирования) количества, вида и моментов непреднамеренных воздействий на систему [6–9]. Один из возможных вариантов сценария воздействий на АСУ имеет вид, представленный на рис. 1.

В моменты t_k^{Γ} , $k = 1, m$, проводится моделирование нескольких групповых воздействий (ГВ) на систему, интенсивность которых распределена по закону Вейбулла, а в моменты t_k° , $k = 1, n$ – одиночные воздействия, проходящие в течение времени T_0 , начиная с момента t_0 и завершая моментом $t_3 = t_0 + T_0$, где m и n – заданные числа групповых и одиночных воздействий (ОВ) соответственно.

Случайные моменты t_k^{Γ} групповых воздействий равномерно распределены на соответствующих заданных соприкасающихся интервалах времени $I_k^{\Gamma} = (t_{k-1}, t_k)$ длиной $T_k = t_k - t_{k-1}$, т.е. на каждом из этих k -х интервалов ожидается одно k -е групповое воздействие в момент t_k^{Γ} . Определены минимально допустимые промежутки времени ΔT между соседними массовыми непреднамеренными воздействиями [16, 17], $\Delta T \leq t_k^{\Gamma} - t_{k-1}^{\Gamma}$, и продолжительность каждого группового воздействия Δt . Случайные моменты времени одиночных воздействий t_k° равномерно распределены на одном заданном интервале $I^{\circ} = (t_n, t_3)$ длиной $T_0 = t_3 - t_n$, где t_n – начальное время интервала, t_3 – завершающее время интервала.

В результате этого процесса, при имитационном моделировании, моменты массовых и одиночных воздействий будут определяться с помощью следующих выражений [5, 6]:

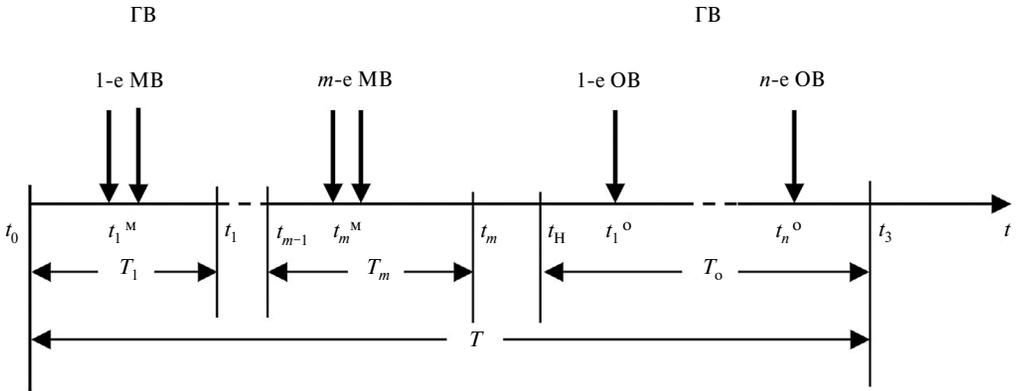


Рис. 1. Схема обобщенного сценария непреднамеренных групповых и одиночных воздействий на распределенную АСУ.

$$t_k^{\Gamma} = t_0 + T_k x_k + \sum_{j=1}^{k-1} T_j, \text{ при } t_{k+1}^{\Gamma} - t_k^{\Gamma} \geq \Delta T, k = \overline{1, m}; \quad (1)$$

$$t_k^{\circ} = t + T_0 x_k, k = \overline{1, n}, \quad (2)$$

где x_k – равномерно распределенное случайное число, генерируемое датчиком случайных чисел $R(0, 1)$, $x_k \in (0, 1)$. При этом генерация каждого следующего случайного числа x_k , $k = \overline{1, m}$, продолжается до тех пор, пока не будет выполнено условие $t_k^{\Gamma} - t_{k-1}^{\Gamma} \geq \Delta T$. Полученные значения t_k° можно затем ранжировать по возрастанию.

Пример. Будем использовать для расчетов следующие исходные данные: $t_0 = 0$; $m = 2$; $n = 3$; $T_1 = T_2 = 1$; $\Delta T = 0.5$; $T_0 = 2$; $t_H = 2$.

Необходимо определить случайные моменты времени t_1^{Γ} ; t_2^{Γ} ; t_1° ; t_2° ; t_3° групповых и одиночных деструктивных воздействий.

По формуле (1) получаем

$$t_1 = t_0 + T_1 x_1 = 0 + 1 \cdot 0.4 = 0.4;$$

$$t_2 = t_0 + 1 + T_2 x_2 = 0 + 1 + 1 \cdot 0.8 = 1.8.$$

Так как $t_2^{\Gamma} - t_1^{\Gamma} = 1.8 - 0.4 = 1.4 > \Delta T = 0.5$, то $t_1^{\Gamma} = 0.4$; $t_2^{\Gamma} = 1.8$.

По формуле (2) получаем

$$t_1^{\circ} = t + T_0 x_1 = 2 + 2 \cdot 0.7 = 3.4;$$

$$t_2^{\circ} = t + T_0 x_1 = 2 + 2 \cdot 0.1 = 2.2;$$

$$t_1^{\circ} = t + T_0 x_1 = 2 + 2 \cdot 0.4 = 2.8.$$

Ранжируем полученные значения по возрастанию: $t_1^{\circ} = 2.2$; $t_2^{\circ} = 2.8$; $t_3^{\circ} = 3.4$.

В зависимости от значений T можно применять следующие группы сценариев:

1) $T \geq 180$ суток; 2) $30 \leq T < 180$ суток; 3) $T < 30$ суток и др.

Возможны и другие более неблагоприятные сценарии [9–13]. Таким образом, при моделировании непреднамеренных деструктивных воздействий на АСУ в соответствии со сценарием нужно использовать следующие значения интервалов времени из общей схемы сценария, выраженные в часах: $T = 120$; $I_1^r = (0, 24]$; $I_2^r = (24, 48]$; $I_3^r = (48, 72]$; $t_0 = 0$; $T_1 = T_2 = T_3 = 24$; $\Delta T = 6$; $I^r = (72, 120]$; $t_H = 72$; $t_3 = 120$; $T_0 = 48$. При этом число групповых непреднамеренных воздействий $m = 3$, а число одиночных воздействий n будет определяться исходя из требуемого времени снижения КУ.

Подставляя полученные значения в формулы (1) и (2), получим выражения для определения моментов воздействий (при $t_0 = 0$)

$$t_k^M = 24x_k + (k - 1)24, \quad t_{k+1}^M - t_k^M \geq 6, \quad k = 1, 2, 3;$$

$$t_k^0 = 72 + 48x_k, \quad k = \overline{1, n}.$$

При определении вероятности эффективного непреднамеренного воздействия будем предполагать, что для достижения результата по снижению КУ АСУ будет производиться R воздействий [1, 14, 21]. В результате этого вероятность снижения КУ АСУ будет определяться, с помощью формулы [5, 6]:

$$P_A = 1 - (1 - P_C)^R,$$

где P_C – вероятность снижения устойчивости при единичном воздействии.

Вероятность P_C можно определить с помощью соотношения [5, 6]

$$P_C = P_1 P_2 P_3 P_4 P_5,$$

где P_1 – вероятность правильного выбора управляющих воздействия из всех возможных вариантов; P_2 – вероятность “эффективного” воздействия; P_3 – вероятность несрабатывания, как и в любой АСУ, системы защиты или оператора АСУ; P_4 – вероятность эффективного поиска уязвимости в АСУ подсистемой защиты или оператором; P_5 – условная вероятность “эффективного” воздействия после выполнения поиска уязвимости АСУ.

Значения данных вероятностей зависят от типа распределенной АСУ и возможностей воздействующих факторов.

При определении вероятностей “эффективного” воздействия необходимо иметь сведения об арсенале возможных воздействий на АСУ в соответствии с выбранным сценарием. Для получения подобных сведений необходимо решить ряд распределительных задач, учитывающих специфику воздействий, число, и эффективность подсистем защиты распределенной АСУ, структуру АСУ, важность и степень влияния состояния ее элементов на КУ в целом [16–18]. Результатом решения задачи прогнозирования непреднамеренных воздействий в распределении восстановительных ресурсов (очередность, средства, интенсивность) могут быть значения различных коэффициентов, характеризующих воздействия, таких как коэффициент группового воздействия

$$\alpha_{jk} = N_{jk} / N_j,$$

где N_{jk} – число объектов АСУ j -го типа, на которые нацелены деструктивные воздействия, производимые на k -ом шаге моделирования; N_j – общее число объектов АСУ j -го типа.

В табл. 1 приведен вариант распределения непреднамеренных воздействий с помощью коэффициентов между объектами АСУ при условии трех групповых воздействий.

Таблица 1. Коэффициенты групповых воздействий

Узлы АСУ	$\alpha_{j1} (k = 1)$	$\alpha_{j2} (k = 2)$	$\alpha_{j3} (k = 3)$
3, 4	0.5	0.3	0.2
6	0.6	0.3	0.1
5, 7	0.6	0.3	0.1

Таблица 2. Границы степеней выхода из строя АСУ

s	Наименование степени	Нижняя граница H_s	Верхняя граница B_s	Интервальная оценка P_{ys} степени s	Точечная оценка P_{ys} степени s
1	Слабая	0	0.1	0.25–0.35	0.3
2	Средняя	0.1	0.2	0.35–0.45	0.4
3	Сильная	0.2	0.4	0.1–0.2	0.1
4	Полная	0.4	1.0	0.15–0.3	0.2

Эффективность деструктивных воздействий на АСУ зависит от их интенсивности и надежности ее подсистемы защиты. При этом степень успешного воздействия оценивается с помощью критерия [9]

$$H_s < n_s / N_s \leq B_s,$$

где H_s, B_s – нижняя и верхняя границы относительного числа деструктивных воздействий при s -й степени их эффективности; n_s – число деструктивных воздействий; N_s – общее число возможных воздействий.

Степени эффективности деструктивных воздействий разумно разделить на четыре степени: слабая (отсутствие ощутимого влияния на работоспособность), средняя (сохранение работоспособности основных подсистем), сильная (вывод из строя с возможностью быстрого восстановления) и полная (вывод из строя), границы которых H_s, B_s определяются на основе экспертного опроса с учетом возможностей возврата к работоспособному состоянию [2, 18–21].

В табл. 2 приведен вариант предполагаемых границ степеней воздействий, интервальных и точечных оценок условных вероятностей этих степеней.

Условная вероятность P_{ys} степени воздействия s при условии вывода из строя АСУ определяется на основании статистических данных о результатах воздействий. При этом точечная оценка условной вероятности равна $P_{ys} = N_{ис} / N_{п}$, где $N_{ис}$ – число выведенных из строя узлов АСУ; $N_{п}$ – общее число выведенных из строя узлов АСУ.

Интервальная оценка величины P_{ys} при заданной доверительной вероятности проводится с помощью метода Монте-Карло [19, 21].

Вывод. В зависимости от прогнозируемого сценария воздействий на распределенную АСУ, учитывающего последовательные групповые и одиночные деструктивные воздействия, конечным итогом расчетов можно рассматривать интервалы s , поскольку их значения дают возможность определить требуемые ресурсы для восстановления КУ системы. В свою очередь каждому из полученных интервалов соответствуют значения оценок интервальной и точечной условных вероятностей P_{ys} .

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благонравова РАН и Московский государственный

технический университет им. Н. Э. Баумана. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Vasil'ev Yu. S., Zegzhda D. P., Poltavtseva M. A.* Problems of security in digital production and its resistance to cyber threats // Autom. Control Comput. Sci. 2018. V. 52 (8). P. 1090.
2. *Kotenko I. V., Saenko I. B.* The architecture of the system of intelligent information protection services in critical infrastructures // Tr. S.-Peterb. Inst. Inf. Avtom. Ross. Akad. 2013. No. 1. P. 21.
3. *Konoplev A. S., Kalinin M. O.* Tasks of providing information security in distributed computing networks // Aut. Control Comp. Sci. 2016. V. 50. P. 669.
4. *Kakubava R., Khurodze R.* Technical systems with structural and time redundancy: a probabilistic analysis of their performance // Autom. Remote Contr. 2004. V. 65. P. 825.
5. *Korolyuk V. S., Limnios N.* Stochastic Systems and Merging Phase. Singapore: Imperial College Press, 2005.
6. *Korolyuk V. S., Korolyuk V. V.* Stochastic Models of Systems. Dordrecht: Kluwer, 1999.
7. *Zegzhda D. P., Vasil'ev Y. S., Poltavtseva M. A.* Approaches to Modeling the Security of Cyberphysical Systems // Aut. Control Comp. Sci. 2018. V. 52. P. 1000.
8. *Dakhnovich A. D., Moskvina D. A., Zegzhda D. P.* Analysis of the Information Security Threats in the Digital Production Networks // Aut. Control Comp. Sci. 2018. V. 52. P. 1071.
9. *Osadchy S. I., Zozulya V. A., Ladanyuk A. P.* Optimal Robust Control of a Robots Group // Aut. Control Comp. Sci. 2019. V. 53. P. 298.
10. *Boegra O. H., Kwakernaak H., Meinsma G.* Design Methods for Control Systems // Notes of Course Dutch Institute of Systems and Control, 2006.
11. *Sharifov Y. A.* Necessary Optimality Conditions of First and Second Order for Systems with Boundary Conditions // Trans. Nat. Acad. Sci. Azerbaijan. Ser. Phys.-Techn. Math. Sci. 2009. V. 28 (1). P. 189.
12. *Tomasi W.* Electronic Communication Systems: Fundamental through Advanced. Pearson Education. N.J.: Upper Saddle River, 2004. 1163 p.
13. *Proakis J. G., Salehi M.* Digital communications. 5th ed. New York: McGraw-Hill, 2008. 1170 p.
14. *Kwakernaak H., Sivan R.* Linear Optimal Control Systems. New York: Wiley, 1972; Moscow: Mir, 1977.
15. *Chervyakov N. I., Kalmykov I. A., Shelkunova Yu. O., Beregnoy V. V.* Mathematical model of a neural network for error correction in a non-positional code of extended Galua field // Neurocomput.: Dev. Appl. 2003. No. 8–9. P. 10.
16. *Aldairi A., Tawalbeh L.* Cyber security attacks on smart cities and associated mobile technologies // Procedia Comput. Sci. 2017. V. 109. P. 1086.
17. *Shannon C. E.* A Mathematic Theory of Communications // Reprinted with corrections from Bell Syst. Tech. J. 1948. V. 27 (7, 10). P. 379, 623.
18. *Kalpna P.* Cloud Computing // Manfred Milchrahm. 2013. V. 3 (1). P. 47.
19. *Bhattacharyya D. K., Kalita J. K.* Network Anomaly Detection. A Machine Learning Perspective. CRC Press, 2013. 366 p.
20. *Skrobanek P.* Intrusion Detection Systems. Intech, 2011. 113 p.
21. *Maksimov M. V., Bobnev M. P., Krivitskiy B. Kh.* Protection against radio interference. M.: Sov. radio, 1976.

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

УДК 621.762

**ФАЗОВЫЙ СОСТАВ ТИТАНОВЫХ ПОРОШКОВ, ПОЛУЧЕННЫХ
ДЛЯ АДДИТИВНЫХ МАШИН ЭЛЕКТРОДИСПЕРГИРОВАНИЕМ
ОТХОДОВ СПЛАВА ОТ4 В СПИРТЕ**© 2024 г. Е. В. Агеев¹, *, А. Е. Агеева¹¹Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия

*e-mail: ageev_ev@mail.ru

Поступила в редакцию 28.01.2024 г.

После доработки 24.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

На основании проведенных экспериментальных исследований, направленных на исследование фазового состава титановых порошков, полученных для аддитивных машин электродиспергированием отходов сплава ОТ4 в пропиловом спирте, отмечено наличие в частицах титанового порошка следующих фаз: α -Ti, TiO и Ti₃Al. Проведенные исследования позволят определить наиболее рациональную область применения полученных титановых порошков для производства из них аддитивных изделий.

Ключевые слова: отходы титанового сплава ОТ4, электроэрозионное диспергирование, частицы порошка, фазовый состав

DOI: 10.31857/S0235711924040129, EDN: OYGBGW

На сегодняшний день одно из перспективных и активно развивающихся направлений машиностроения это аддитивные технологии производства изделий из материалов на основе металлов и сплавов. Различные производители аддитивных машин рекомендуют эксплуатировать оборудование только с определенными порошками, как правило, поставляемыми изготовителем аддитивных машин [1, 2].

В этой связи в настоящее время в области аддитивного производства изделий остро стоит проблема, связанная с необходимостью собственного производства сферических порошков требуемой марки мелкими партиями и требуемой зернистости [3–5].

Одним из основных требований к порошкам для аддитивных машин является сферическая форма частиц, которая обеспечивает им хорошую текучесть при подаче в рабочую зону [6–8].

Основными технологиями получения сферических порошков для аддитивных машин являются атомизация: газовая, вакуумная, центробежная. Причем, оборудование для производства порошков имеет определенные технологические ограничения, связанные с невозможностью изготовления порошков мелкими партиями и оригинального химического состава [9, 11].

Таким образом, на современном этапе развития аддитивного производства существует научно-технологическая проблема, связанная с отсутствием полноценных сведений о технологических особенностях получения отечественных титановых порошков сферической формы для аддитивных машин требуемого фракционного

Таблица 1. Химический состав материала ОТ4, %

Fe	C	Si	Mn	N	Ti	Al	Zr	O	H	Примесей
до 0.3	до 0.1	до 0.12	0.8–2.0	до 0.05	91.83–95.40	3.5–5.0	до 0.3	до 0.15	до 0.012	прочих 0.3

состава из отечественного сырья мелкими партиями при минимальных затратах энергии и минимальном уроне окружающей среде [12–14].

Исходя из технологических особенностей применения аддитивными машинами только сферических порошков регламентированной зернистости предлагается технология электродиспергирования (ЭД) [15–17], отличающийся относительно невысокими энергетическими затратами и экологической чистотой процесса. Главным преимуществом предложенной технологии является применение в качестве исходных материалов металлоотходов, которое значительно дешевле чистых компонентов, используемых в традиционных технологиях. Однако в современной научно-технической литературе отсутствуют полные сведения о составе, структуре и свойствах порошков, полученных электродиспергированием отходов титановых сплавов. Для этого требуется проведение комплексных металлографических исследований.

Целью настоящей статьи являлось исследование фазового состава титановых порошков, полученных для аддитивных машин электродиспергированием отходов сплава ОТ4 в пропиловом спирте.

Материалы и методики исследований. Для выполнения намеченных исследований были выбраны отходы титанового деформируемого сплава марки ОТ4. Химический состав сплава в соответствии с ГОСТ 19807–91 представлен в табл. 1.

В качестве рабочей жидкости (РЖ) применялся спирт пропиловый ТУ СОМР 2-119-09.

Процесс ЭД представляет собой разрушение токопроводящего материала в результате локального воздействия кратковременных электрических разрядов между электродами. В зоне разряда под действием высоких температур происходит нагрев, расплавление и частичное испарение металла. В процессе электродиспергирования частицы металлоотхода, которые выбрасываются из канала электрического разряда в расплавленном виде в реактор, заполненный пропиловым спиртом, очень быстро кристаллизуются. Процесс быстрой кристаллизации расплавленного материала в жидкой рабочей среде способствует приданию частицам сферической формы. Способ позволяет получить порошки без использования химических реагентов, что существенно влияет на себестоимость порошка и позволяет избежать загрязнения рабочей жидкости и окружающей среды химическими веществами.

Электродиспергирование отходов сплава ОТ4 осуществляли на экспериментальной установке, представленной на рис. 1 [15–17]. Получение титановых порошков осуществлялось следующим образом. Вначале проводили сборку электродов 5 и 6 из диспергируемого сплава ОТ4. Далее в реактор 3 загружались куски диспергируемого сплава 8 и заливался спирт 10. На пульте управления генератора импульсов 2 устанавливались требуемые для электродиспергирования электрические параметры: емкость конденсаторов 55.0–57.5 мкФ; частота следования импульсов 160–180 Гц. Затем при помощи регулятора напряжения 1 устанавливалось рабочее напряжение на электродах 80–100 В. При подаче импульсного напряжения куски сплава ОТ4 в точке разряда плавилась.

Рабочая жидкость (спирт) 10 в канале электрического разряда кипела, образуя газовый пузырь 9. Капли расплавленного сплава ОТ4 попадали в жидкую рабочую жидкость, образуя частицы порошка 7. Встряхиватель 4 передвигал один из

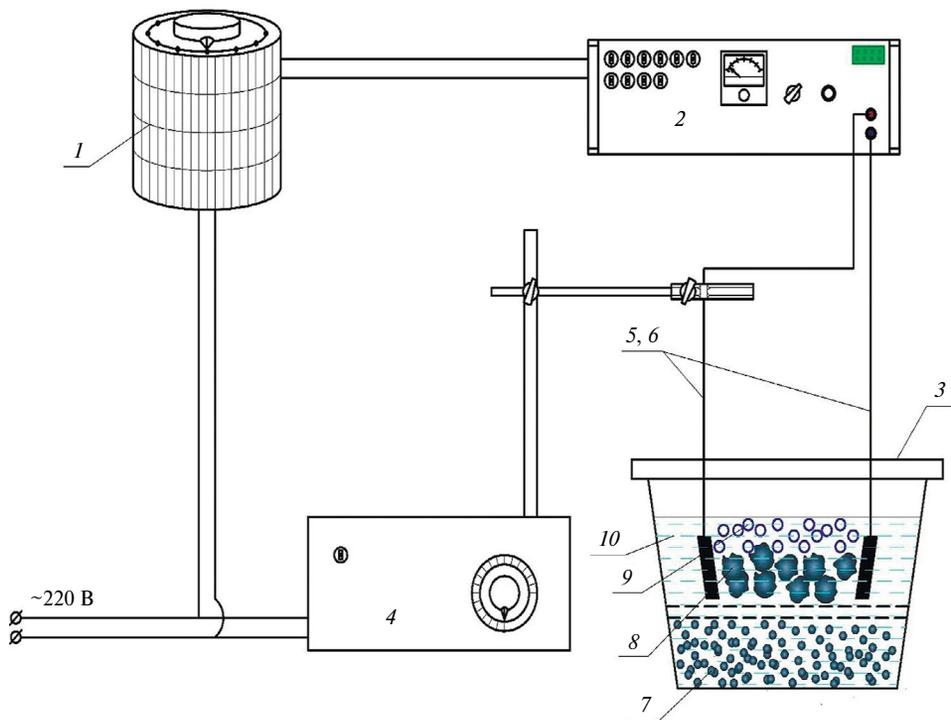


Рис. 1. Принципиальная схема работы установки электродиспергирования металлоотходов: 1 – регулятор напряжения; 2 – генератор импульсов; 3 – реактор; 4 – встряхиватель; 5, 6 – электроды; 7 – электроэрозионные частицы; 8 – металлоотходы; 9 – газовый пузырь; 10 – рабочая жидкость.

электродов и обеспечивал непрерывное протекание процесса электродиспергирования.

Блок-схема регулировки режимов работы установки представлена на рис. 2.

Исследование фазового состава частиц, полученных ЭД титанового сплава марки ОТ4, проводили на дифрактометре “Rigaku Ultima IV” (Япония) в излучении $\text{Cu-K}\alpha$ (длина волны $\lambda = 0.154178$ нм). Методика исследования фазового состава представлена в виде блок-схемы на рис. 3.

Результаты и их обсуждение. Образование частиц титанового порошка сферической формы в процессе электродиспергирования отходов титанового сплава ОТ4 в спирте пропиловом является очень важной особенностью данного процесса, поскольку сферические частицы имеют хорошую текучесть при подаче в рабочую зону аддитивных машин (рис. 4).

Анализ фазового состава частиц титанового порошка, проведенный с помощью рентгеновской дифракции на дифрактометре “Rigaku Ultima IV”, показал наличие фаз: $\alpha\text{-Ti}$, TiO и Ti_3Al . (рис. 5).

Отмечено, что процессы, проходящие при электродиспергировании сплава ОТ4, протекают в межэлектродном пространстве, заполненном рабочей жидкостью (спиртом), которая оказывает на процесс и продукты эрозии сплава физическое, химическое, моющее и механическое воздействие, что сказывается на всех стадиях процесса. На стадии электрического разряда происходит разложение рабочей жидкости,



Рис. 2. Блок-схема регулировки режимов работы установки.



Рис. 3. Блок-схема методики исследования фазового состава.

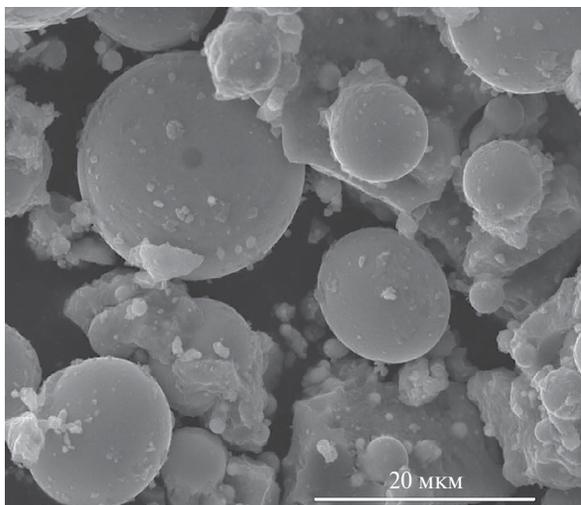


Рис. 4. Растровое электронно-микроскопическое изображение частиц титанового порошка.

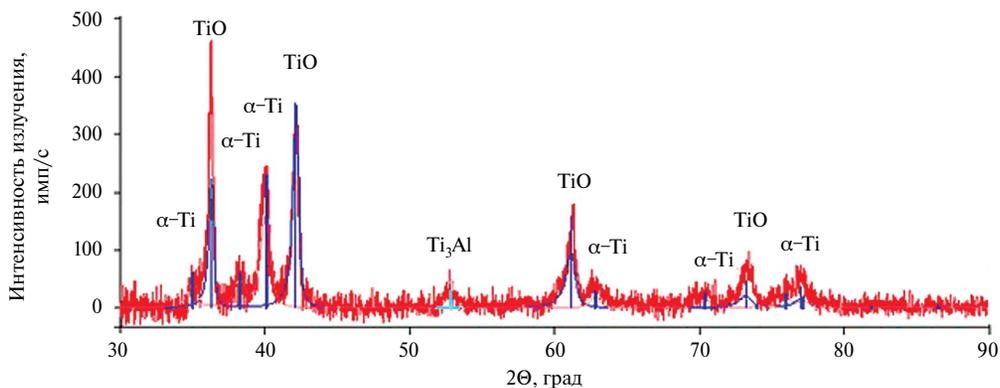


Рис. 5. Дифрактограмма частиц титанового порошка.

и продукты ее гидролиза вступают в химическое взаимодействие с продуктами электроэрозионного диспергирования, образуя различные химические соединения. На следующей стадии, когда удаляются продукты эрозии, происходит их захват.

Следует отметить, что способ ЭД начинает успешно конкурировать с другими способами получения порошков, в том числе пригодных для аддитивных технологий. Достоинствами предложенной технологии электродиспергирования являются применение в качестве исходных материалов отходов, которые значительно дешевле чистых компонентов, используемых в традиционных технологиях, хорошая управляемость, низкая энергоёмкость и экологичность процесса.

Проведенные исследования показали, что способом электроэрозионного диспергирования отходов сплава марки ОТ4 можно получить титановые порошки сферической формы для аддитивных машин требуемого фракционного состава из вторичного сырья мелкими партиями при минимальных затратах энергии и минимальном уровне окружающей среде.

Заключение. На основании проведенных экспериментов, направленных на исследование фазового состава титановых порошков, полученных для аддитивных машин электродиспергированием отходов сплава ОТ4 в спирте пропиловом, отмечено наличие в частицах титанового порошка следующих фаз: α -Ti, TiO и Ti_3Al . Проведенные исследования позволят определить наиболее рациональную область применения полученных титановых порошков для производства из них аддитивных изделий.

Кроме того, отмечены следующие технологические достоинства получения титановых порошков для аддитивных машин электродиспергированием отходов сплава ОТ4: 1) получение частиц сферической формы; 2) возможность получения порошков мелкими партиями; 3) получение фаз оксидов, интерметаллидов и чистых металлов; 4) отсутствие стоков, газовых и пылевых выбросов; 5) затраты электроэнергии 1.5–3.0 кВт для производства 1 кг порошка; 6) малогабаритность установки ЭД (порядка 1 м²) и др.

Финансирование работы. Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 24-29-00317. <https://rscf.ru/project/24-29-00317/>.

Конфликт интересов. Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Karlsson J., Snis A., Engqvist H., Lausmaa J.* Characterization and comparison of materials produced by Electron Beam Melting (EBM) of two different Ti-6Al-4V powder fractions // *Journal of Materials Processing Technology*. 2013. V. 213 (12). P. 2109.
2. *Safdar A., Wei L. Y., Snis A., Lai Z.* Evaluation of microstructural development in electron beam melted Ti-6Al-4V // *Materials Characterization*. 2012. V. 65. P. 8.
3. *Safdar A., He H. Z., Wei L. Y., Snis A. et al.* Effect of process parameters settings and thickness on surface roughness of EBM produced Ti-6Al-4V // *Rapid Prototyping Journal*. 2012. V. 18 (5). P. 401.
4. *Song B., Dong S., Zhang B. et al.* Effects of processing parameters on microstructure and mechanical property of selective laser melted Ti6Al4V // *Materials & Design*. 2012. V. 35. P. 120.
5. *Song B., Dong S., Coddet P. et al.* Fabrication and microstructure characterization of selective laser melted FeAl intermetallic parts // *Surface and Coatings Technology*. 2012. V. 206. P. 4704.
6. *Wang Z., Guana K., Gao M.* The microstructure and mechanical properties of deposited-IN718 by selective laser melting // *J. of Alloys and Compounds*. 2012. V. 513. P. 518.
7. *Loeber L., Biamino S., Ackelid U. et al.* Comparison of Selective Laser and Electron Beam Melted Titanium Aluminides // *Conf. paper of 22nd Int. Symposium "Solid freeform fabrication proceedings"*, University of Texas, Austin, 2011. P. 547.
8. *Biamino S., Penna A., Ackelid U. et al.* Electron beam melting of Ti-48Al-2Cr-2Nb alloy: microstructure and mechanical properties investigation // *Intermetallics*. 2011. V. 19. P. 776.
9. *Gu D. D., Meiners W., Wissenbach K., Poprawe R.* Laser additive manufacturing of metallic components: materials, processes and mechanisms // *Int. Materials Reviews*. 2012. V. 57 (3). P. 133.
10. *Konovalov S., Gromov V., Panchenko I.* Fatigue-induced evolution of AISi 310S steel microstructure after electron beam treatment // *Materials*. 2020. V. 13 (20). P. 1.
11. *Geng Y., Konovalov S. V., Chen X.* Research status and application of the high-entropy and traditional alloys fabricated via the laser cladding // *Progress in Physics of Metals*. 2020. V. 21 (1). P. 26.
12. *Nevskii S., Sarychev V., Konovalov S. et al.* Wave instability on the interface coating/substrate material under heterogeneous plasma flows // *J. of Materials Research and Technology*. 2020. V. 9 (1). P. 539.
13. *Chen X., Liu K., Guo W. et al.* The fabrication of NiTi shape memory alloy by selective laser melting: a review // *Rapid Prototyping J.* 2019. V. 25 (8). P. 1421.
14. *Konovalov S., Osintsev K., Golubeva A. et al.* Surface modification of Ti-based alloy by selective laser melting of Ni-based superalloy powder // *J. of Materials Research and Technology*. 2020. V. 9 (4). P. 8796.

15. *Ageev E. V., Ageeva E. V.* Properties of the Coat-ings Fabricated by Plasma-Jet Hard-Facing by Dispersed Mechanical Engineering Wastes // Russian Metallurgy (Metally). 2018. V. 2018 (6). P. 573.
16. *Latypov R. A., Ageev E. V., Altukhov A. Y., Ageeva E. V.* Manufacture of cobalt–chromium powders by the electric discharge dispersion of wastes and their investigation // Russian metallurgy (Metally). 2018. V. 2018 (12). P. 1177.
17. *Ageev E. V., Latypov R. A.* Fabrication and investigation of carbide billets from powders prepared by electroerosive dispersion of tungsten-containing wastes // Russian J. of Non-Ferrous Metals. 2014. V. 55 (6). P. 577.

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

УДК 621.527.4/.5;534.222.2

ПАРОВОДЯНОЙ ГЕНЕРАТОР КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ© 2024 г. Д. А. Жебынев^{1, *}, А. Г. Чукаев¹, С. С. Панин¹, А. М. Фельдман¹¹*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия***e-mail: zdal@nwmtec.ac.ru*

Поступила в редакцию 20.12.2023 г.

После доработки 24.03.2024 г.

Принята к публикации 19.04.2024 г.

Приведены результаты экспериментального исследования пароводяного струйного инжектора в режиме генерации нелинейных колебаний давления релаксационного характера. Обнаружены высокочастотные затухающие скачки давления на переднем фронте кривой колебаний. Показано, что при возбуждении колебаний происходит смена режима работы инжектора от сверхзвукового к дозвуковому. Дано объяснение процессу колебаний давления за время совершения цикла. При давлении рабочего пара 8–10 бар получен размах колебаний 5–6 бар на частотах 5–20 Гц.

Ключевые слова: пароводяной инжектор, нелинейные колебания давления, взаимодействие потоков с разными фазами, конденсация струи пара, генерация колебаний давления

DOI: 10.31857/S0235711924040133, **EDN:** OYFIZS

Пароводяной инжектор относится к пароводяным струйным аппаратам, в которых взаимодействие двух разнофазных потоков сопровождается передачей кинетической энергии от рабочего потока к инжектируемому, в результате чего изменяются состояние и физические свойства вновь образующегося двухфазного потока.

Известно, что при взаимодействии рабочего потока (водяного пара) с инжектируемым (водой) при полной конденсации пара возможно превышение давления образующегося потока над давлением пара, что нашло широкое применение этого эффекта в паровых инжекторах [1–3].

Перемешивание пара с водой используется в теплообменных устройствах для эффективного нагрева воды с очень высоким коэффициентом теплоотдачи [4, 5]. Известны и другие варианты использования таких устройств [2].

В настоящей статье исследуется пароводяной инжектор, в котором процессы при смешении пароводяной смеси, сопровождающиеся скачками давления–конденсации, применены для генерирования нелинейных колебаний давления в выходящем потоке сконденсированной и нагретой воды. Такие колебания давления с высокой амплитудой в горячей воде можно использовать, например, для обработки пластов при добыче сверхвязкой нефти [6].

Исследования процесса возбуждения колебаний проводили на специальном стенде (рис. 1). Работа стенда осуществляется следующим образом: пар из парогенератора 1, пройдя через сопло Лавала 3, разгоняется до сверхзвуковой скорости и захватывает поступающую воду из водопроводной сети. Образующаяся при этом двухфазная

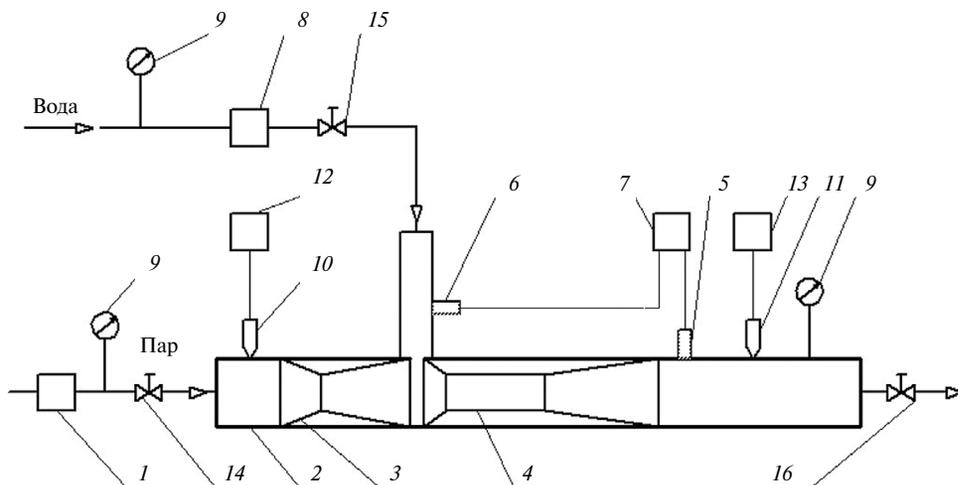


Рис. 1. Схема экспериментального стенда: 1 – парогенератор; 2 – корпус пароводяного инжектора (рабочая камера); 3 – сопло Лавалья; 4 – камера смешения с напорным соплом и диффузором; 5, 6 – датчики переменного давления; 7 – цифровой осциллограф; 8 – расходомер воды; 9 – манометры; 10, 11 – термопары; 12, 13 – регистраторы температуры; 14 – кран; 15, 16 – вентили.

пароводяная смесь направляется в камеру смешения 4, где конденсируется в напорном сопле до жидкого состояния и выходит из устройства.

Давление пара в экспериментах поддерживалось в пределах 8–10 бар при расходе около 70 кг/ч. Вся система перед началом работы прогревается.

При достижении на входе в устройство температуры пара порядка 160°C, а температуры воды на выходе из диффузора около 70°C, увеличивалось противодействие до тех пор, пока не начинали возбуждаться колебания. Затем подбором расхода воды (изменением коэффициента инжекции) находился устойчивый режим возбуждения колебаний.

Работа аппарата регулировалась с помощью вентиля 15 и 16, значения температур определялись по показаниям термопар 10 и 11. Колебания давления в воде измерялись с помощью пьезоэлектрических датчиков типа 701А фирмы Kistler (датчики 5 и 6 установлены на выходе из диффузора и в магистрали подачи воды соответственно). Регистрация сигналов с датчиков и их спектров осуществлялась цифровым осциллографом с электронной памятью типа Gould Classic 6000. Расход воды измерялся расходомером Питерфлюу РС.

В качестве паровых сопел использовали сопла Лавалья. Сопла Лавалья рассчитывались под рабочие параметры потоков пара и воды, при этом скорость пара на выходе из сопел соответствовала числам Маха 1.2–1.5. Испытывалась размерная линейка из трех сопел. Для каждого из них рассчитывалась камера смешения с соответствующим диаметром напорного сопла. Отношение площади критического сечения сопла Лавалья к площади сечения напорного сопла изменялось от 0.49 до 0.32. Наилучшие по устойчивости колебаний давления результаты были получены для отношения, равного 0.49. При этом зазор между срезами сопла и камеры смешения для доступа магистральной воды составлял около 2 мм.

В процессе исследований установлено, что нелинейные релаксационные колебания возбуждаются, когда противодействие в рабочей камере инжектора увеличивается до величины, близкой к давлению в магистрали подачи воды.

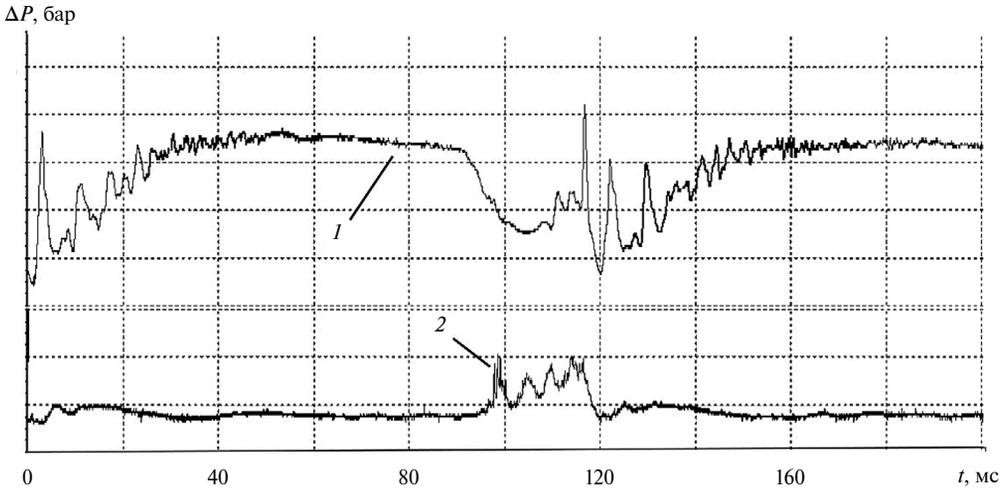


Рис. 2. Характерные особенности колебаний давления ΔP на выходе диффузора 1 и в магистрали воды 2. Цена деления по вертикали 2 бара.

На рис. 2 представлены наиболее характерные фрагменты колебаний давления, возбуждаемых за диффузором, а также колебаний давления в магистрали подачи воды для случая наилучших по устойчивости колебаний.

Полученные осциллограммы отражают общую картину физических процессов, происходящих в пароводяном струйном инжекторе [1].

Восходящая ветка осциллограммы колебаний давления на выходе из диффузора иллюстрирует развитие процесса на начальной его стадии, когда при большой разнице в скоростях смешивающихся потоков размер образующихся капелек очень мал, а профиль скорости смеси неравномерен. При существенной разнице температур потоков (более 120°C), при их соприкосновении, начинает происходить конденсация пара. По мере продвижения воды и пара вдоль камеры смешения и обмена импульсами между ними теряется энергия на смешение, относительная скорость движения фаз снижается, профиль скорости смеси выравнивается и давление возрастает.

Горизонтальный участок осциллограммы соответствует времени перехода структуры потока в камере смешения от мелкокапельной к пузырьковой или пенной. Такой процесс происходит при постоянном давлении, равном давлению насыщения двухфазной среды [1–3, 5].

При движении потока по камере смешения паросодержание его уменьшается (нисходящая ветвь осциллограммы), заканчивается конденсация основной части пара [1], а поскольку сконденсировавшийся пар занимает меньший удельный объем, чем до конденсации, давление в камере падает [5].

Таким путем можно объяснить низкочастотный ход изменения давления в рабочей камере согласно классическим представлениям о работе парового инжектора [1–3].

Однако в случае возбуждения колебаний процессы взаимодействия паровой и жидкой фаз имеют более сложный характер. В камере смешения, когда паровая фаза еще полностью не сконденсировалась, падает местная скорость звука. Под влиянием геометрического, теплового и расходного воздействий скорость потока смеси замедляется и уменьшается до дозвуковой, в результате чего возникает скачок давления, который на осциллограмме регистрируется в виде острого пика.

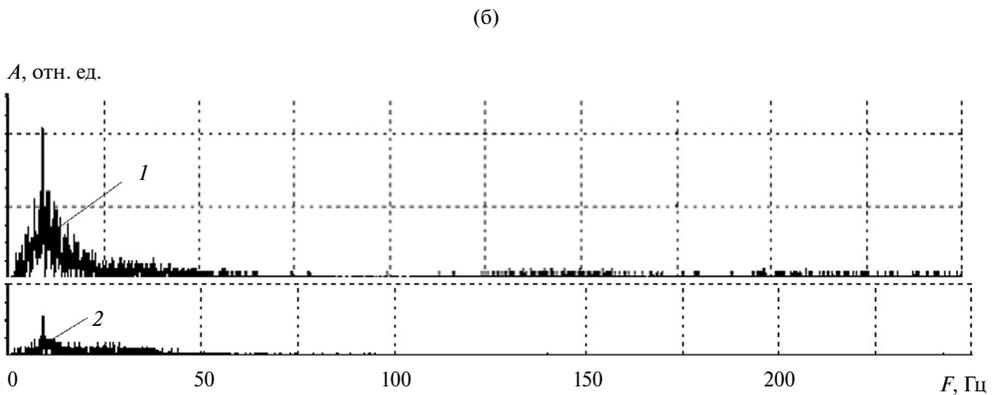
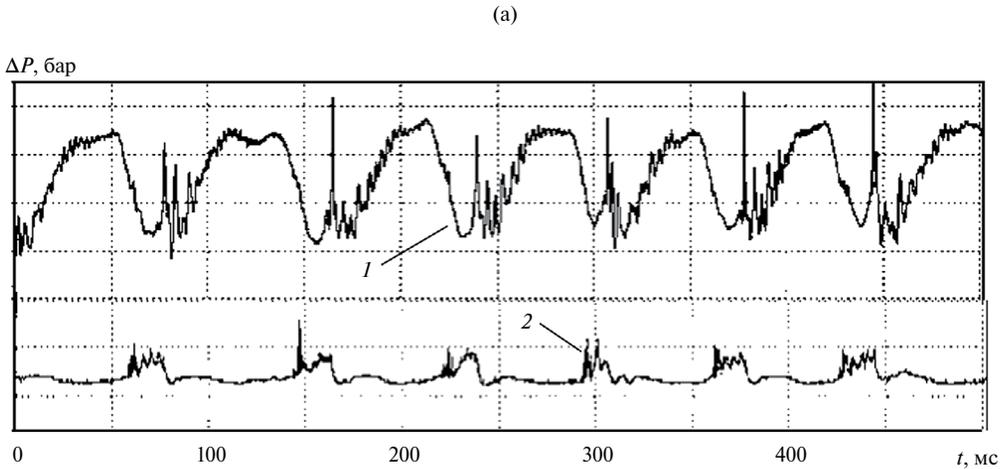


Рис. 3. (а) – Кривые колебаний давления ΔP на выходе устройства 1 и в магистрали воды 2; (б) – их спектры соответственно 1 и 2; A – амплитуда колебаний. Цена деления по вертикали на рис. За составляет 2 бара.

Последующие за ним затухающие пики давления отражают сложный характер процессов взаимодействия фаз в потоке и всего процесса конденсации. Например, процесса схлопывания паровых полостей и скоплений пузырьков.

Увеличение противодавления приводит к смещению скачка давления вверх по потоку и соответственно к увеличению частоты и устойчивости колебаний, связанных с повышением роли обратной связи.

Механизм возбуждения, возникающих при этом колебаний, можно объяснить изменением режима течения двухфазного потока, на что указывают импульсы давления в магистрали подачи воды (рис. 2). Эти импульсы положительные и имеют форму, аналогичную, возникающим на переднем фронте низкочастотных импульсов колебаний давления. По-видимому, этот цуг высокочастотных импульсов представляет собой ударную волну, которая возвращается к соплу и перекрывает подачу воды в камеру смешения и таким образом изменяет режим работы сопла, переводя его в дозвуковой. Это и есть, по существу, проявление обратной связи.

После отражения этой волны сопло вновь возвращается в сверхзвуковой режим работы. При этом поток пара догоняет отраженную ударную волну и взаимодействует

с водой или двухфазной смесью, находящейся в камере смешения, поскольку магистральная вода, как более инерционная среда, отстает от потока пара. Таким образом, при переходе сопла из дозвукового режима в сверхзвуковой возможен прямой контакт пара с водой. В процессе такого контакта также возможно возбуждение коротких импульсов давления согласно данным работы [7], что дополнительно может свидетельствовать о сложном характере процесса возбуждения колебаний в паровом инжекторе.

Двигаясь вниз по течению, отраженная ударная волна, вероятно, проталкивает, скопившуюся в устье камеры смешения жидкость в напорное сопло, завершая период автоколебательного цикла и восстановление исходного состояния системы.

На рис. 3 представлены для наглядности кривые колебаний давления в другом масштабе, а также их спектры.

Из рис. 2 и 3 видно, что кривые имеют релаксационный характер и можно предположить, что в возбуждении колебаний участвуют два процесса: один генерирует релаксационные импульсы низкой частоты, второй – цуг затухающих импульсов высокой частоты, но повторяющихся с той же периодичностью, что и первый. Это свидетельствует о том, что между этими процессами существует взаимосвязь, обусловленная взаимодействием двух потоков разных фаз.

Следует также отметить, что в других комбинациях сопла и камеры смешения были получены колебания, в которых высокочастотные пики были смещены по длине низкочастотных импульсов, что может свидетельствовать об изменениях мест возникновения скачков уплотнения.

В экспериментах, результаты которых представлены на осциллограммах, размах колебаний давления находился в пределах 5–6 бар в диапазоне частот 5–20 Гц при максимальной температуре воды на выходе порядка 95°C.

Выводы. Показана возможность использования пароводяного инжектора в качестве генератора нелинейных колебаний при установленном соотношении площадей критического сечения сопла Лавала и напорного сопла. При этом настройка режима с устойчивыми автомодельными колебаниями осуществляется смещением скачка давления-конденсации вверх по потоку подбором необходимого коэффициента инжекции.

На переднем фронте колебаний давления обнаружены высокочастотные затухающие импульсы колебаний, вероятнее всего, связанные с уменьшением скорости двухфазного потока до местной скорости звука через скачки уплотнения – конденсации.

Полученные осциллограммы колебаний давления отражают основные физические процессы, протекающие в инжекторе. Дальнейшие исследования этих процессов дадут возможность более детального их описания.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благонравова РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дейч М.Е., Филиппов Г.А. Газодинамика двухфазных сред. М.: Энергоиздат, 1981. 472 с.
2. Цегельский В.Г. Двухфазные струйные аппараты. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. 408 с.
3. Соколов Е.Я., Зингер Н.М. Струйные аппараты. М.: Энергоиздат, 1989. 352 с.
4. Trela M., Kwidziński R., Gluch J., Butrymowicz D. Analysis of application of feed-water injector heaters to steam power plants // Polishmari – time research. 2009. V. S1. P. 64.

5. *Фисенко В.В.* Сверхзвуковой струйно-форсуночный аппарат // Статья НПО “Энергоавтоматика”, 2006. Интернет ресурс: [proema.ru>text/5.htm3](http://proema.ru/text/5.htm3)
6. *Прощекальников Д.В., Кульментьева Е.И., Рамазанов Р.Р., Солодов С.Д., Гурьянов А.И.* Оценка эффективности гидроимпульсного воздействия на призабойную зону скважины // Вестник Казанского технологического университета. 2015. Т. 18. № 22. С. 131.
7. *Алексеев М.В.* Динамика контакта пар-жидкость и пульсации давления при полной конденсации пара в трубе. Автореферат: Дисс. ... канд. физ.-мат. наук. Новосибирск: Ин-т теплофизики им. С.С. Кутателадзе СО РАН, 2004. 20 с.