

ПРОБЛЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ И НАДЕЖНОСТИ МАШИН



4

2023

СОДЕРЖАНИЕ

Механика машин

Колебания периодических систем, состоящих из одинаковых подсистем произвольной структуры

Л. Я. Банах, И. С. Павлов

3

Надежность, прочность, износостойкость машин и конструкций

Влияние температуры на механические свойства поверхностного слоя радиационно-упрочненного фторопласта

В. В. Алисин, А. Ю. Албагачиев, М. Н. Ерофеев, В. Ф. Юдкин

12

Влияние низкотемпературной плазменной модификации на контактные взаимодействия режущего инструмента

*Н. С. Азиков, Б. М. Бржозовский, Д. В. Крайнев,
Ж. С. Тихонова, Ю. Л. Чигиринский*

19

Роль скважности импульсного тока при растяжении титана

В. В. Столяров

26

Критерий разрушения, учитывающий двухосное стеснение деформаций по фронту трещины нормального отрыва

А. М. Покровский, Ю. Г. Матвиенко

34

Исследование температурных режимов подшипниковых узлов коробки передач автомобиля КамАЗ-5320 для обеспечения их контролепригодности

Е. П. Тимашов, А. Г. Пастухов

45

Остаточные напряжения в покрытиях, образованных методом электроискровой обработки

*И. Н. Кравченко, С. А. Величко, В. А. Денисов, П. В. Чумаков,
А. С. Апатенко, О. В. Бармина*

52

Проектная оценка надежности соединения циркуляционно-нагруженного кольца подшипника качения с валом класса допуска js6

*О. А. Леонов, Н. Ж. Шкаруба, Ю. Г. Вергазова, П. В. Голинцкий,
Д. У. Хасьянова*

61

Разработка методов оптимизации и машинного проектирования соединительных узлов нефтепромыслового оборудования

М. С. Рагимова

71

Новые технологии в машиностроении

Применение защитных технологических покрытий при низкотемпературной деформации заготовок из труднодеформируемых сплавов

*С. Н. Полянский, С. В. Бутаков, А. М. Антимонов, И. С. Ольков,
В. А. Александров*

75

Применение пантографической конструкции полученной методом SLM-печати и исследование влияния постобработки с нанесением демпфирующих покрытий

А. А. Зайцев, С. С. Лопатин, Т. Т. Фозилов, А. В. Бабайцев

83

Визуализация проектных параметров червячных передач

Ю. П. Маньшин, Е. Ю. Маньшина

90

Автоматизация и управление в машиностроении

Разработка алгоритма вычисления эффективных параметров
взрывного импульса при взрывореактивном разрушении
породных массивов

В. О. Соловьев, И. М. Шведов

100

Модель передачи информации по элементам автоматизированной системы
управления связи

А. М. Попов, В. И. Филатов

109

МЕХАНИКА МАШИН

УДК 534.1

**КОЛЕБАНИЯ ПЕРИОДИЧЕСКИХ СИСТЕМ, СОСТОЯЩИХ
ИЗ ОДИНАКОВЫХ ПОДСИСТЕМ ПРОИЗВОЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ**© 2023 г. Л. Я. Банах^{1,2,*}, И. С. Павлов²¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия²Институт проблем машиностроения РАН, Нижний Новгород, Россия

*e-mail: banl@inbox.ru

Поступила в редакцию 15.02.2023 г.

После доработки 30.03.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Исследуются колебания и волны в периодических системах, образованных одинаковыми подсистемами, имеющими произвольную структуру. Найдены спектральные закономерности для таких систем. Показано, что их дисперсионные кривые состоят из ветвей, каждая из которых отвечает своей форме упругих колебаний подсистемы. Выявлено наличие в таких системах полос непропускания гармонического сигнала, найдены их границы. Получены формы колебаний в различных частотных диапазонах. Показано, что в системе возникают модулированные волны за счет модуляции низшими частотами, которые соответствуют колебаниям системы без учета упругих свойств составляющих подсистем.

Ключевые слова: периодические системы, подсистемы произвольной структуры, дисперсионные свойства, частотный спектр, полосы непропускания, модулированные волны

DOI: 10.31857/S0235711923040053, **EDN:** XVDRJH

Постановка задачи. Широкое применение в механике имеют периодические структуры, составленные из одинаковых подсистем (включений). Структура самих подсистем может быть как периодической или симметричной, так и произвольной. Периодические системы с периодическими и симметричными подсистемами широко используются в технических приложениях, например, в многодисковых роторных системах, погружных насосах [1, 2]. Еще одним примером таких структур являются метаматериалы — искусственно созданные материалы, обладающие уникальными физико-механическими свойствами, обусловленными их микроструктурой. Основной широко востребованной на практике особенностью такого класса систем является наличие в них полос непропускания, в которых волны в материале распространяться не могут. Вследствие этого они обладают очень хорошими звуко- и виброизоляционными свойствами. В работе [3] продемонстрирована возможность снижения шума и вибрации конструкции приборной панели автомобиля за счет добавления к основной структуре субволновых локальных резонаторов. Благодаря динамическому поглощению в повторяющейся структуре резонаторов такой материал имеет полосу непропускания частот. В [4] рассмотрен акустический метаматериал, представляющий собой цепочку “консоль в массе”. В результате численного эксперимента подтверждена эффективность гашения волн деформации на определенной резонансной частоте. В [5] предложено несколько вариантов конструкции нового акустического метаматериала с необычными волновыми свойствами. Одним из вариантов является полосо-

вой фильтр, в полосе пропускания которого фазовая скорость нормальной волны отрицательна. В другом варианте имеется две полосы пропускания: в одной полосе фазовая скорость положительна, в другой — отрицательна. Поэтому в нем могут наблюдаться необычные физические явления, в частности двойное лучепреломление особого вида и комбинированный эффект Доплера.

Системы, представляющие собой периодические системы с периодическими и симметричными подсистемами, были исследованы в [6–10]. Для них было установлено, что они имеют полосы непропускания гармонического сигнала. В [9] найдено, что дисперсионная кривая разделяется на ряд ветвей, каждая из которых соответствует своей форме упругих колебаний подсистемы. Формы колебаний разделяются на группы с одинаковой длиной волны, но разными частотами, что обуславливает появление модулированных волн. Эти закономерности справедливы также и для класса фрактальных динамически-самоподобных структур, которые, как было доказано в [11], имеют частотный спектр аналогичный спектру периодических структур.

Однако периодические структуры могут состоять также из несимметричных или непериодических подсистем и подсистемы могут иметь произвольную структуру. К структурам такого класса относятся, например, многосекционные роторные системы с различными дисками, приводы станков [1]. Также это могут быть метаматериалы типа цепочек “масса в массе” с пружинами и массами нескольких видов. Такие системы обладают одной [6] или тремя [7] зонами непропускания. Включения, имеющие произвольную структуру, могут также возникать в реальных конструкциях в результате технологических погрешностей при изготовлении элементов системы, вследствие чего нарушается периодичность подсистем, входящих в структуру.

Вынужденные колебания двумерных почти периодических структур, включающих подструктуры со слегка изменяющимися геометрическими свойствами были рассмотрены в обзоре [12]. Кроме того, были исследованы резонансные метаматериалы — периодические структуры, в которых субструктуры обладают локальными резонансами [8] — например, слоистые субструктуры, включающие мягкие слои и тяжелые слои/ядро. Было показано, что энергия колебаний локализуется около источников возбуждений.

Целью настоящей статьи является исследование собственных колебаний и структуры частотного спектра в широком диапазоне частот для периодических систем, образованных одинаковыми подсистемами произвольной структуры, что является определенным обобщением полученных ранее результатов [9]. Несмотря на разнообразие технических применений и расчетных моделей, динамические свойства такого класса систем достаточно хорошо прогнозируемы и могут быть получены в аналитическом виде. В качестве иллюстрации рассматриваемого класса структур приведен рис. 1. Периодическая структура рис. 1 состоит из одинаковых повторяющихся подсистем. Подсистемы соединены между собой упругими элементами с коэффициентом жесткости k_0 , имитирующим жесткость участка вала и подшипников, s — номер подсистемы. Подсистемы представляют собой ротор с дисками, которые имеют различные упруго-инерционные параметры: $k_{r, r+1}$ — коэффициент жесткости упругой связи между r и $r+1$ дисками. Таким образом, структура самих подсистем является произвольной, в общем случае подсистема может состоять из n дисков ($r = 1, \dots, n$).

При выборе расчетной модели многомассовых систем достаточно часто используется континуальная расчетная модель с распределенными параметрами. Однако при этом исчезают свойства, характерные для высокочастотного диапазона, такие как возникновение полос непропускания гармонического сигнала. Поэтому необходимо исследовать характер колебаний и спектральные свойства для дискретной модели, что позволит получить достоверные результаты для многомассовой структуры в широком диапазоне частот.

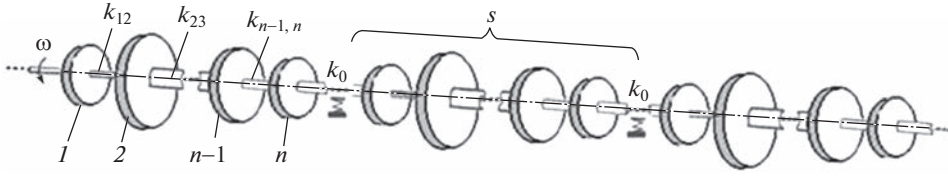


Рис. 1. Периодическая система, состоящая из подсистем с произвольной структурой: s – номер подсистемы, $k_{r, r+1}$ – коэффициенты жесткости между r и $r+1$ дисками; k_0 – коэффициент жесткости между подсистемами.

Дисперсионное уравнение периодических систем с подсистемами произвольной структуры. Общий вид уравнений, описывающих колебания периодических цепных систем, составленных из одинаковых подсистем произвольной структуры, имеет вид

$$-\mathbf{K}_{s-1,s}\mathbf{X}_{s-1} + (\mathbf{K}_{s,s} - \lambda\mathbf{M}_{s,s})\mathbf{X}_s - \mathbf{K}_{s,s+1}\mathbf{X}_{s+1} = 0, \quad \mathbf{K}_{s-1,s} = \mathbf{K}_{s,s+1} = \mathbf{K}_{12}, \quad (1)$$

где $\mathbf{K}_{ss} = \mathbf{K}_{11}$ – матрица, описывающая колебания s -й подсистемы; $\mathbf{K}_{s, s+1}$ – матрица связи между s -й и $(s+1)$ -й подсистемой; λ – квадрат собственной частоты. Уравнение (1) можно переписать в матричном виде

$$\mathbf{D} = \mathbf{K} - \lambda\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{11} & -\mathbf{K}_{12} \\ -\mathbf{K}_{12}^T & \mathbf{D}_{11} & -\mathbf{K}_{12} \\ & -\mathbf{K}_{12}^T & \ddots & \mathbf{D}_{11} \end{bmatrix} = 0, \quad (2)$$

где $[\mathbf{D}_{11}] = \mathbf{K}_{11} - \lambda\mathbf{M}_{11}$; “ T ” означает транспонирование матриц.

Уравнения (1), (2) допускают решение вида $\mathbf{X}_r = \mathbf{C}e^{i(\omega t - \mu r)}$. Тогда получим из (2) уравнение

$$\mathbf{K}_{21}e^{-i\mu} + \mathbf{D}_{11} + \mathbf{K}_{12}e^{i\mu} = 0. \quad (3)$$

Это уравнение можно рассматривать как дисперсионное уравнение периодической системы без учета упругих свойств составляющих подсистем. Поэтому можно ожидать, что в многосекционной системе с повторяющимися подсистемами, в том числе и с подсистемами произвольной структуры, возникнут колебания, которые будут модулироваться частотами такой периодической системы.

В рассматриваемой системе каждому элементу (диску) можно присвоить двойную нумерацию: номер подсистемы и номер диска внутри подсистемы. Поэтому данный класс структур можно также отнести к иерархическим. В этом случае решение можно искать в виде произведения волн, что и определяет возникновение модулированных колебаний.

Покажем далее, что уравнение (3) имеет волновое решение, даже, несмотря на то, что составляющие подсистемы сами по себе не являются периодическими и не имеют волнового решения. Для этого рассмотрим без нарушения общности, систему (рис. 2), составленную из подсистем с тремя дисками $n = 3$. Исследуем крутильные колебания такой системы.

Аналогично [13] разделим переменные в системе рис. 1 на группы в соответствии с числом степеней свободы в s -й подсистеме: $3s-2$, $3s-1$, $3s$ ($s = 1, \dots$). Такая нумерация представлена на рис. 2. Тогда уравнение движения s -й подсистемы

$$\begin{aligned} J_1\ddot{\phi}_{3s-2} + (k_{12} + k_0)\phi_{3s-2} - k_0\phi_{3s-3} - k_{12}\phi_{3s-1} &= 0, & 3s-2 &= 1, 4, \dots, \\ J_2\ddot{\phi}_{3s-1} + (k_{12} + k_{23})\phi_{3s-1} - k_{23}\phi_{3s} - k_{12}\phi_{3s-2} &= 0, & 3s-1 &= 2, 5, \dots, \\ J_3\ddot{\phi}_{3s} + (k_{23} + k_0)\phi_{3s} - k_{23}\phi_{3s-1} - k_0\phi_{3s+1} &= 0, & 3s &= 3, 6, \dots, \end{aligned} \quad (4)$$

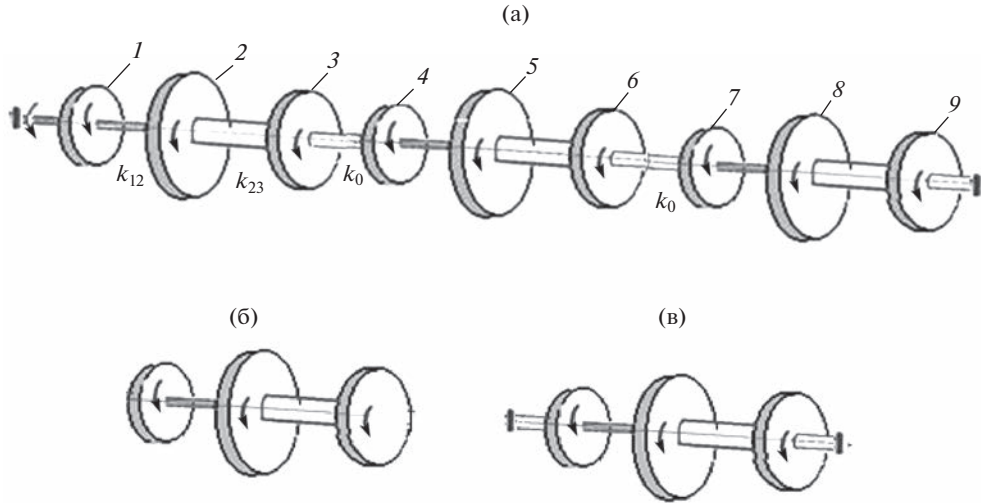


Рис. 3. Система, состоящая из 3-х одинаковых подсистем произвольной структуры – (а); подсистема со свободными концами – (б); подсистема с закрепленными концами – (в).

Очевидно, что предложенная процедура составления дисперсионного уравнения справедлива и для общего случая, когда число дисков в подсистемах $n > 3$. Тогда переменные в уравнении движения (4) будут разделены на следующие n групп: $ns - (n - 1)$; ...; $n(s - 1)$; ns . Таким образом, каждая группа переменных объединяет идентичные элементы (диски) в подсистемах.

Пример расчета периодической системы, состоящей из трех подсистем произвольной структуры. Для определения собственных частот и форм колебаний такой системы необходимо еще учесть граничные условия. Рассмотрим в качестве примера систему с закрепленными концами (рис. 3а), число подсистем $N = 3$, число дисков в каждой подсистеме $n = 3$.

Параметры системы следующие: $k_{12} = 2 \times 10^5$ Нм, $k_{23} = 3 \times 10^5$ Нм, $k_0 = 1 \times 10^5$ Нм, $J_1 = 0.1$ кг м² = 0.1 Нм с², $J_2 = 0.3$ кг м² = 0.3 Нм с², $J_3 = 0.2$ кг м² = 0.2 Нм с². Собственные частоты рассчитывались с помощью программы Matrix calculator.

Предельные точки дисперсионной кривой следующие (табл. 1):

– на оси μ ($\omega_i \times 10^3$ рад/с): $\omega_1 = 0$; $\omega_2 = 5.50$; $\omega_3 = 6.01$;

– на оси $\mu = \pi/3$ ($\omega_i^* \times 10^3$ рад/с): $\omega_1^* = 2.24$; $\omega_2^* = 4.24$; $\omega_3^* = 6.60$.

Полученные результаты позволяют построить дисперсионную кривую (рис. 4).

Дисперсионная кривая (8) представлена на рис 4, точками показаны собственные частоты. Дисперсионная кривая состоит из трех ветвей 1–3, между которыми расположены области непропускания гармонического сигнала. Количество ветвей n равно числу степеней свободы подсистемы и каждая из них отвечает своей форме колебаний изолированной подсистемы. В нашем случае области непропускания находятся в следую-

Таблица 1. Собственные частоты системы рис. 3а

№ частоты колебаний	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$\omega \times 10^3$ рад/с	0.83	1.57	2.08	4.45	4.91	5.31	6.11	6.33	5.50

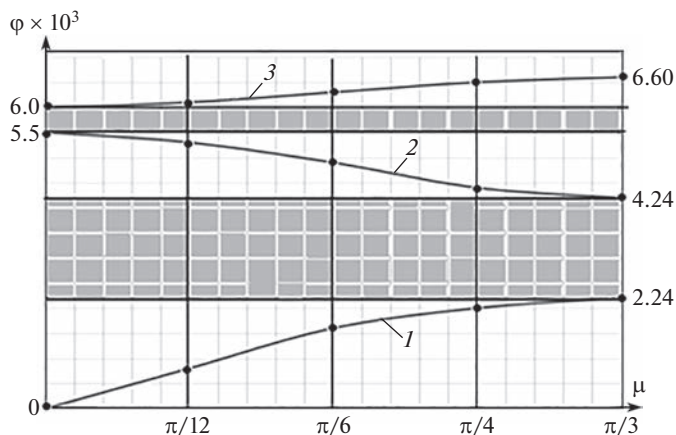


Рис. 4. Дисперсионная кривая системы рис. 3: 1, 2, 3 – ветви дисперсионной кривой; полосы непропускания гармонического сигнала выделены серым цветом.

сих частотных областях: $2.24 \times 10^3 < \omega < 4.24 \times 10^3$ рад/с и $5.5 \times 10^3 < \omega < 6.0 \times 10^3$ рад/с, на рис. 4 они выделены серым цветом. Как видим, ширина областей непропускания уменьшается с увеличением частоты. В этих областях происходит затухание гармонического сигнала при любых граничных условиях.

Вертикальные линии на рис. 4 соединяют частоты, соответствующие формам колебаний с одинаковой длиной волны, но различными частотами. Это и объясняет возникновение модулированных колебаний за счет модуляции низшими частотами. Количество таких линий N совпадает с числом подсистем.

Собственные формы колебаний, соответствующие каждой из ветвей дисперсионной кривой, представлены на рис. 5–7. На этих рисунках амплитуды A колебаний дисков $n = 1, 2, \dots, 9$ выделены точками. На рис. 5 показана форма колебаний на частоте $\omega_2 = 1.57 \times 10^3$ рад/с, расположенной на первой ветви дисперсионной кривой. Как видно, колебания дисков 1–2–3, 4–5–6, 7–8–9 в каждой из подсистем происходят в фазе, т.е. по первой форме колебаний.

На рис. 6 представлена форма колебаний системы на частоте $\omega_4 = 4.45 \times 10^3$ рад/с, расположенной на второй ветви дисперсионной кривой. Она соответствует второй одноузловой форме колебаний дисков в подсистемах.

Форма колебаний системы при наивысшей, девятой, частоте $\omega_9 = 6.50 \times 10^3$ рад/с, расположенной на третьем участке дисперсионной кривой, приведена на рис. 7. Она соответствует третьей двухузловой форме колебаний в каждой подсистеме.

Собственные частоты изолированных подсистем при различных граничных условиях следующие:

- для подсистемы со свободными концами (рис. 3б): $\omega_i \times 10^3$ рад/с: 0; 4.2; 5.8;
- для подсистемы с закрепленными концами (рис. 3в): $\omega_i \times 10^3$ рад/с: 1.73; 4.9; 6.2.

Отсюда видно, что в случае подсистем произвольной структуры предельные точки не совпадают с частотами подсистем со свободными и закрепленными концами, что отличает их от подсистем с регулярной структурой (периодической и симметричной).

Структура спектра собственных частот для общего случая подсистем произвольной структуры во многом аналогична структуре спектра для подсистем периодической и симметричной структуры. Действительно, как показывает анализ рис. 4–8: 1) соб-

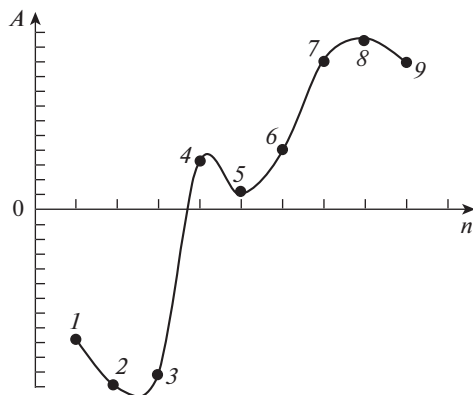


Рис. 5. Форма колебаний на частоте $\omega_2 = 1.57 \times 10^3$ рад/с, расположенной на первой ветви дисперсионной кривой. Она соответствует первой безузловой форме колебаний образующих подсистем.

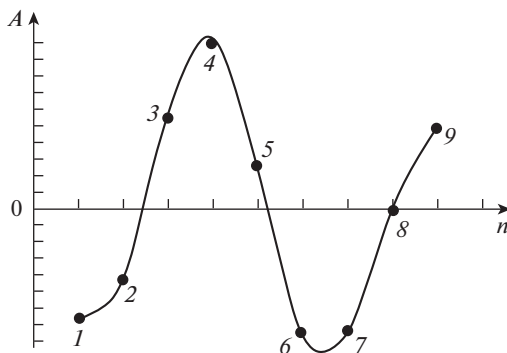


Рис. 6. Форма колебаний на частоте $\omega_4 = 4.45 \times 10^3$ рад/с, расположенной на второй ветви дисперсионной кривой. Она соответствует второй одноузловой форме колебаний образующих подсистем.

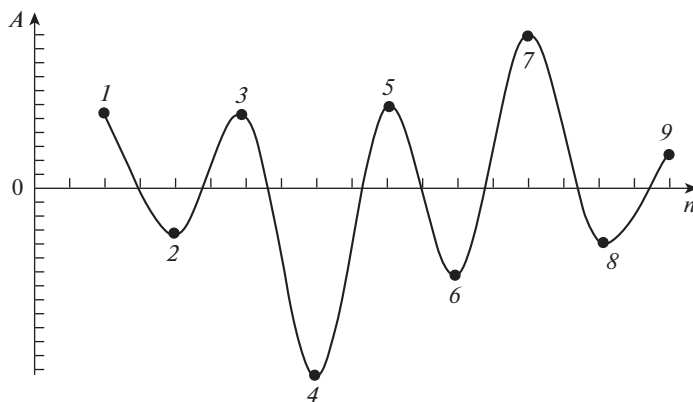


Рис. 7. Форма колебаний на частоте $\omega_9 = 6.50 \times 10^3$ рад/с, расположенной на третьей ветви дисперсионной кривой. Она соответствует третьей двухузловой форме колебаний образующих подсистем.

ственные частоты разделяются на группы, с одинаковой длиной волны, но разными частотами. Число таких групп равно количеству подсистем N . В нашей системе это группы частот (1, 6, 9), (2, 5, 8), (3, 4, 7); 2) дисперсионная кривая распадается на n ветвей по числу степеней свободы подсистемы. Каждая из ветвей соответствует своей форме колебаний изолированной подсистемы. В нашей системе это группы частот: (1, 2, 3), (4, 5, 6), (7, 8, 9).

Дисперсионная кривая получена без расчета всей системы, имеющей $n \times N$ степеней свободы, а лишь на основе анализа уравнения (8), порядок которого равен числу степеней свободы n отдельной подсистемы.

Выводы. Проведенный анализ спектральных свойств и собственных форм колебаний периодических многомассовых систем с подсистемами произвольной структуры позволил выявить следующие закономерности: **1.** Такой класс периодических систем имеет волновое решение, несмотря на то, что составляющие подсистемы (включения) сами по себе не имеют волнового решения. **2.** Собственные частоты распадаются на группы, формы колебаний в которых имеют одинаковую длину волны, но разные частоты. Число таких групп равно количеству подсистем. Это определяет возникновение модулированных колебаний за счет модуляции низшими частотами, соответствующими колебаниям системы без учета упругих свойств составляющих подсистем. **3.** Дисперсионная кривая исследуемой системы состоит из n ветвей по числу степеней свободы подсистемы. Каждая из ветвей отвечает своей форме колебаний подсистемы. **4.** Для системы с подсистемами произвольной структуры предельные точки дисперсионной кривой на осях $\mu = 0$, $\mu = \pi/n$ не совпадают с частотами подсистем со свободными и закрепленными концами, в отличие от подсистем с регулярной структурой (периодической и симметричной). **5.** Дисперсионная кривая такой системы получена без расчета всей системы в целом, а лишь на основе динамических параметров изолированной подсистемы.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Поддержано грантом РФФ № 21-19-00813.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вибрации в технике. Справочник. Т. 3, 4. М.: Машиностроение, 1980.
2. Бармина О.В., Волоховская О.А. Методика расчета вибраций в многоступенчатых погружных насосах для нефтедобычи // Машиностроение и инженерное образование. 2011. Т. 26. № 1. С. 7.
3. Jung J., Kim H.-G., Goo S., Chang K.-J., Wang S. Realization of a locally resonant metamaterial on the automobile panel structure to reduce noise radiation // Mech. Syst. Signal Process. 2019. V. 122. P. 206.
<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2018.11.050>
4. Qureshi A., Li B., Tan K. Numerical investigation of band gaps in 3D printed cantilever-in-mass metamaterials // Sci. Rep. 2016. V. 6. P. 28314.
<https://doi.org/10.1038/srep28314>
5. Bobrovnikskii Y.I. An Acoustic Metamaterial With Unusual Wave Properties // Acoustical Physics. 2014. V. 60. № 4. P. 371.
6. Huang H.H., Sun C.T., Huang G.L. On the negative effective mass density in acoustic metamaterials // Int. J. of Engineering Science. 2009. V. 47. P. 610.
<https://doi.org/10.1016/j.ijengsci.2008.12.007>

-
7. *Hu G., Tang L., Das R., Gao Sh., Liu H.* Acoustic metamaterials with coupled local resonators for broadband vibration suppression // *AIP Advances*. 2017. V. 7. Iss. 2: 025211.
<https://doi.org/10.1063/1.4977559>
 8. *Zhou X., Wang J., Wang R., Lin J.* Band gaps in grid structure with periodic local resonator subsystems // *Modern Physics Letters B*. 2017. V. 31 (25): 1750225.
<https://doi.org/10.1142/S0217984917502256>
 9. *Банах Л.Я., Бармина О.В., Волоховская О.А.* Колебания и волны в многосекционных роторных системах // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2021. № 5. С. 23.
<https://doi.org/10.31857/S0235711921050060>
 10. *Kaluba Ch., Zingoni A.* Group-Theoretic Buckling Analysis of Symmetric Plane Frames // *Journal of Structural Engineering*, 2021 V. 147. № 10. P. 04021153.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0003131](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0003131)
 11. *Банах Л.Я.* Распространение упругих волн в динамически-самоподобных структурах (динамических фракталах) // *Акустический журнал*. 2020. Т. 66. № 3. С. 265.
 12. *Mencik J.-M., Duhamel D.* Dynamic analysis of periodic structures and metamaterials via wave approaches and finite element procedures // 8th Int. Conf. on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering, 28–30 June 2021. P. 42.
<https://doi.org/10.7712/120121.8462.19149>
 13. *Мандельштам Л.И.* Лекции по теории колебаний. М.: Наука, 1972. 470 с.
 14. *Пейн Г.* Физика колебаний и волн. М.: Мир, 1979. 390 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 620.1.08

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ РАДИАЦИОННО-УПРОЧНЕННОГО ФТОРОПЛАСТА

© 2023 г. В. В. Алисин^{1,*}, А. Ю. Албагачиев¹, М. Н. Ерофеев¹, В. Ф. Юдкин¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: vva-imash@yandex.ru

Поступила в редакцию 30.01.2023 г.

После доработки 14.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

В статье рассматриваются вопросы влияния температуры на механические свойства фторопласта обработанного λ -излучением выше точки плавления. Обосновывается утверждение о высокой эффективности этой упрочняющей технологии на трибологические свойства пары трения фторопласт–сталь. Методом кинетического микроиндентирования в условиях нагрева исследуются изменения механических свойств в тонком поверхностном слое фторопласта в результате нагрева до 400°C. Анализируются твердость материала, модуль упругости, общая работа при индентировании и ее упругая часть. Предлагается применять пары трения, содержащие радиационно-упрочненные фторопластовые детали, в аксиально поршневых насосах гидравлических систем для повышения вероятности безотказной работы.

Ключевые слова: фторопласт, композиты с матрицей из фторопласта, радиационное упрочнение фторопласта, механические свойства полимерных композитов, кинетическое микроиндентирование, температурные характеристики фторопласта

DOI: 10.31857/S023571192304003X, **EDN:** XURHMR

В уплотнительной технике широко применяются полимерные материалы. Среди антифрикционных материалов выделяется фторопласт, потому что обладает лучшими антифрикционными свойствами. Относительно невысокие механические свойства фторопласта и малая износостойкость ограничивают применение фторопласта. Для улучшения объемных свойств применяют полимерные композиты с матрицей из фторопласта. Известно применение разнообразных материалов в качестве наполнителя композита, которые улучшают механические свойства в объеме композита [1, 2] и косвенно влияют на трибологические свойства поверхностного слоя, однако износостойкость поверхностного слоя в основном определяется свойствами фторопласта. Для улучшения механических свойств поверхностного слоя применяют различные технологии. В работе [3] исследована структура фторопласта, подвергнутого γ -облучению дозами 10–500 Мрад. Образцы анализировались методом ядерного магнитного резонанса. Установлено, что при облучении фторопласта преобладает процесс сшивания. В работе [4] выполненным термомеханическим анализом пленки полимера на основе фторопласта показано, что при рентгеновском облучении происходит эффективное преобразование аморфных структур полимерной псевдосети в кристаллические сети. В работе [5] изучена модификация поверхности полимерного материала на основе фторопласта путем обработки аргоновой плазмой. Показано, что химические физические эффекты играют важную роль в адгезии. В работе [6] изучено влияние ра-

диочастотной плазменной обработки волокон из полиоксадиазола в среде тетрафторэтилена на структуру, механические и трибологические свойства волокнистого композита. Установлено, что обработка волокон повышает плотность композита, термостойкость, механическую прочность и улучшает его трибологические характеристики. В работе [7] исследована возможность улучшения механических свойств материала на основе фторопласта 4 путем взрывного прессования порошковых композиционных смесей в стальной цилиндрической ампуле при давлении 0.8 ГПа. Показано, что данная технология позволяет получать уплотненные материалы из композитной смеси с высокими свойствами. В работе [8] достигнуто улучшение свойств наноструктурированных растянутых мембран из материала на основе фторопласта путем имплантации PS (17–76 мас.%) методом термической полимеризации. В работе [9] предложен способ формирования композиционных антифрикционных покрытий на магниевом сплаве Mg–Mn–Se путем формирования керамического слоя с использованием плазменного электролитического окисления и последующего распыления суспензии политетрафторэтилена. Включение фторполимера более чем на 32% увеличивает величину нагрузки, при которой происходит истирание покрытия к подложке, и уменьшает износ покрытия. Установлено, что композитные покрытия обладают гидрофобными свойствами. В работе [10] изучено влияние технического углерода на структуру, прочность и трибологические свойства композитов на основе фторопласта в диапазоне содержания наполнителя 10 мас.%. Установлено, что максимальное повышение износостойкости композитов из фторопласта достигается при заполнении 1 мас.% для наполнителя технического углерода. Современное состояние исследования влияния гамма-облучения на структуру и свойства ПТФЭ позволило установить природу механизма изнашивания и разработать [11] систематику структурных элементов из фторопласта, облученного выше точки плавления. В процессе трения участвует тонкий приповерхностный слой фторопласта, механические свойства которого мало изучены, а в области повышенных температур крайне малы. Практически единственный способ оценки механических свойств поверхностного слоя состоит в кинетическом микроиндентировании.

Цель настоящей статьи состоит в определении механических свойств поверхностного слоя фторопласта в условиях повышенных температур методом кинетического микроиндентирования.

Материалы. Объектом исследования был выбран фторопласт-4 (ГОСТ 10007-80) прутки в исходном состоянии и прошедший радиационную обработку выше точки плавления. Для трибологических испытаний контртелом выбран титановый сплав ВТ-9.

Оборудование и методики испытаний. Опыты проводились на кинетическом микротвердомере MNT_Z_AE_000 фирмы CSM Instruments (Швейцария) в соответствии со стандартом ISO/DIS 14577-1:2002. В экспериментах использована алмазная четырехгранная пирамида Виккерса. Методика проведения испытаний детально описана в [12]. Прибор относится к классу приборов для определения микромеханических свойств (микротвердости, упругих и пластических характеристик поверхности и т.д.) материалов и покрытий методом вдавливания индентора в испытываемую поверхность. Выходные параметры результатов испытания отображаются в форме первичных кинетических диаграмм внедрения в координатах сила F – глубина отпечатка h .

Трибологические испытания проведены на трибометре [13] с возвратно-поступательным движением в условиях сухого трения.

Результаты эксперимента и их обсуждение. Применяемое оборудование по завершению опыта делает автоматически распечатку результатов, которые зависят от заданного значения коэффициента Пуассона, определяемого другим самостоятельным экспериментом. Необходимо ввести коэффициент Пуассона в зависимости от типа материала испытываемого образца. Для фторопласта принято значение 0.2. Вследствие микронеоднородности свойств фторопласта отпечатки на поверхности образца

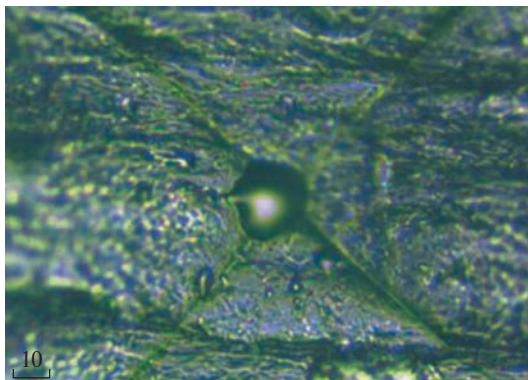


Рис. 1. Фотография отпечатка следа от вдавливания индентора Виккерса при нагрузке 1 Н и температуре 80°C в радиационно-упрочненный образец фторопласта.

не имеют четких границ (рис. 1) и все определяемые параметры механических свойств есть результат аналитической обработки экспериментальной диаграммы зависимости глубины индентора от нагрузки.

Применительно к инженерным задачам трибологии интерес представляют следующие параметры определяемые методом индентирования: H — твердость индентирования; E — модуль упругости индентирования, МПа; $h_{\max}$ — максимальная глубина индентирования, мкм; $W_{\text{упр}}$ — работа при упругой деформации индентирования (энергия упругого восстановления отпечатка после разгрузки), мкДж; $W_{\text{пласт}}$ — работа при пластической деформации индентирования (энергия, поглощенная в цикле “нагружение–разгрузка”, мкДж; $W_{\text{общ}}$ — общая (полная) механическая работа индентирования, мкДж, $W_{\text{общ}} = W_{\text{упр}} + W_{\text{пласт}}$; e — упругая составляющая работы индентирования, %; $e = W_{\text{упр}}/W_{\text{общ}} \times 100$, %; K_p — пластическая составляющая работы индентирования; $K_p = 1 - e$.

Фактически коэффициент K_p отражает необратимые потери энергии при вдавливании индентора, которые состоят из собственно потерь энергии на совершении пластических деформаций и потерь энергии, затрачиваемой на хрупкое разрушение (трещинообразование).

При нагревании материалы деградируют. Это относится также к механическим свойствам. Мерой деградации материалов с увеличением температуры примем изменение параметра при нагреве на 100°C, где δ_H — скорость деградации материала по критерию твердости; δ_E — скорость деградации материала по критерию упругости.

При внешнем сходстве диаграмм внедрения индентора в образец при нагрузке 1 Н в поверхность образца в исходном состоянии и после радиационной обработки имеются большие отличия. В условиях рабочей температуры 80°C в исходном состоянии образца глубина вдавливания индентора составляет примерно 45 мкм, а для облученного образца 32 мкм. Так как твердость поверхности обратно пропорциональна квадрату глубины, это подтверждает существенную эффективность упрочняющей радиационной обработки.

Температурный диапазон практического применения полимеров может достигать 400°C. Для выяснения поведения фторопласта в области высоких температур был выполнен цикл дюраметрических испытаний в условиях ступенчатого нагрева образцов с шагом 80°C и 3-кратной повторностью каждого испытания. По результатам испытаний были рассчитаны средние значения каждого параметра, по которым был выпол-

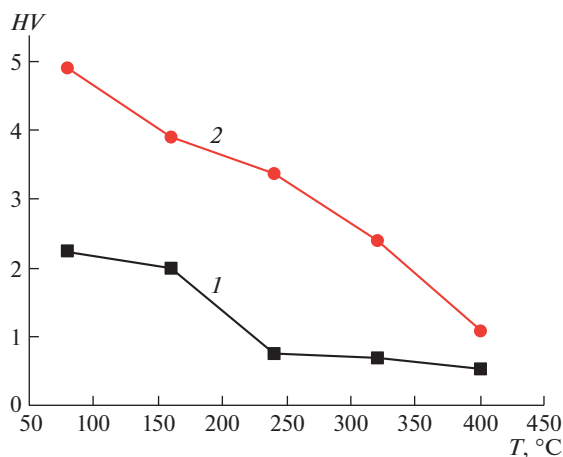


Рис. 2. Зависимость твердости фторопласта от температуры: 1 – исходный материал; 2 – радиационно-упрочненный.

нен анализ температурной зависимости параметра. На рис. 2 приведены изменения твердости образцов при увеличении температуры.

Упрочненный фторопласт по критерию твердости сохраняет работоспособность до 350°C, что примерно в 2 раза больше, чем исходный образец. Абсолютная величина твердости в начале испытаний при 80°C также существенно больше у упрочненного образца. Темп деградации упрочненного образца с увеличением температуры $\delta_{\text{Ну}} = 11.8 \text{ МПа}/100^\circ\text{C}$ выше, чем у исходного образца $\delta_{\text{Н}} = 5.3 \text{ МПа}/100^\circ\text{C}$. На рис. 3 приведены изменения модуля упругости образцов при увеличении температуры.

Общий характер изменения модуля упругости от температуры практически полностью повторяет зависимости от температуры. Однако по упругим свойствам темп деградации материалов существенно отличается для упрочненного образца $\delta_{\text{Ну}} = 196 \text{ МПа}/100^\circ\text{C}$ выше, чем у исходного образца $\delta_{\text{Ну}} = 93 \text{ МПа}/100^\circ\text{C}$. Глубину исследованного поверхностного слоя можно оценить по максимальной глубине индентирования равной 114 мкм.

На рис. 4 приведена температурная зависимость общей механической работы индентирования, мкДж.

В условиях относительно невысоких температур (до 160°C) соотношение между величинами общей механической работы индентирования постоянно, хотя для упрочненного фторопласта она значительно ниже, чем исходного. Это означает, что деформационная составляющая коэффициента трения упрочненного образца всегда будет меньше, чем у исходного и соответственно износостойкость упрочненного образца всегда будет выше. При нагреве выше 160°C общая механическая работа индентирования исходного образца значительно возрастает, что приводит к повышенному износу фторопласта. Соотношение между упругими и пластическими деформациями приведено на рис. 5. Это соотношение важно для понимания природы фрикционного взаимодействия материалов.

В интервале температур 80–160°C увеличение доли пластических деформаций означает: усиление роли контактных трибологических процессов с необратимыми деформациями, которые увеличивают тепловыделение на контакте; повышение роли малоциклового усталости на формирование частиц износа, которое проявляется в форме увеличения износа поверхностей трения. Эти соотношения очень близки для упрочненного и исходного образцов фторопласта, хотя во всем температурном диапа-

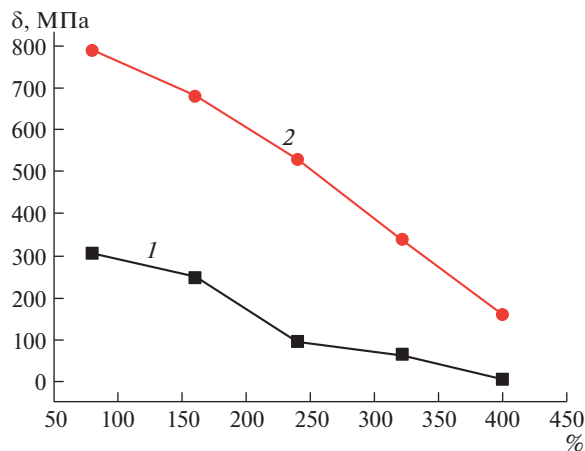


Рис. 3. Зависимость модуля упругости фторопласта от температуры: 1 — исходный материал; 2 — радиационно-упрочненный.

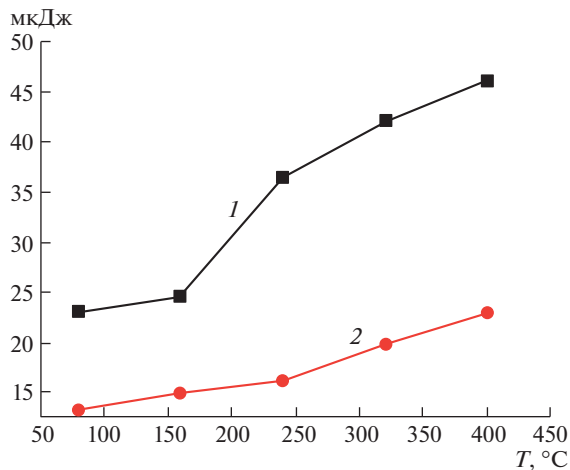


Рис. 4. Зависимость общей механической работы индентирования фторопласта от температуры: 1 — исходный материал; 2 — радиационно-упрочненный.

зоне для упрочненного фторопласта доля упругой составляющей работы индентирования меньше. Можно отметить резкое возрастание доли упругой составляющей работы индентирования после нагрева до 160°C, причину которой следует искать в изменениях структуры материала, а именно переходе кристаллической структуры к аморфной. Предельной температурой работы фторопластовых уплотнений считается 240–260°C. В табл. 1 приведены результаты измерений параметров механических свойств для температуры 80°C и 240°C.

Трибологические испытания фторопласта проведены продолжительностью 10 часов, износ образцов определялся весовым методом с пересчетом на линейный износ. Результаты испытаний приведены в табл. 2.

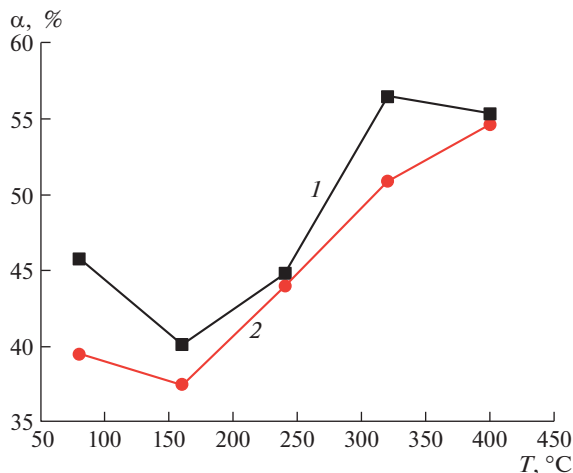


Рис. 5. Зависимость упругой составляющей работы индентирования фторопласта от температуры: 1 – исходный материал; 2 – радиационно-упрочненный.

Экспериментально установлено, что износостойкость радиационного фторопласта существенно (в 6 раз) выше, чем неупрочненного.

Заключение. 1. Выполненные методом кинетического микроиндентирования сравнительные испытания образцов фторопласта показали, что гамма-облучение образцов, облученных выше точки плавления, влияет на механические свойства фторопласта, примерно в 2 раза увеличивая твердость, повышая модуль упругости, приводит к возрастанию доли упругих деформаций на контакте, увеличению стойкости фторопласта к воздействию температуры. По совокупности характеристик механических свойств можно ожидать значительного улучшения трибологических свойств пар трения, содержащих радиационно-упрочненный фторопласт. **2.** В следящих гидравличе-

Таблица 1. Характеристики механических свойств фторопласта

Температура, °C	Состояние	HV	E , МПа	h_m , мкм	W_1 , мкДж	W_2 , мкДж	W , мкДж	e
80	исходный	2.7	410	46.1	7.45	10.7	18.2	50.0
	упрочненный	4.9	790	33.9	5.21	7.66	12.87	40.5
240	исходный	0.8	100	86.1	16.4	18.7	35.14	46.8
	упрочненный	3.1	480	42.8	7.38	9.83	17.21	42.8

Таблица 2. Результаты трибологических испытаний фторопласта по титановому сплаву

Пара трения	Плотность, г/см ³	h_L , м	H_L , м	f_k	Интенсивность износа
ВТ9*	4.5	9.55×10^{-6}	3.12×10^{-5}	0.075	2.16×10^{-7}
Фторопласт 4	2.3	2.17×10^{-5}			
ВТ9*	4.5	1.11×10^{-7}	5.11×10^{-6}	0.028	3.55×10^{-8}
Фторопласт 4**	2.3	5.00×10^{-6}			

ских приводах в аксиально-поршневых насосах применяют полимерные композиционные материалы с матрицей фторопласта. Допустимый износ очень маленький. В этих конструкциях в полимерных композитах изнашивается по существу только фторопласт, поэтому применение пар трения содержащих радиационно-упрочненные фторопластовые детали аксиально поршневых насосов позволит существенно увеличить износостойкость.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Адаменко Н.А., Большасов Е.Н., Бузник В.М. и др. Фторполимерные материалы / Отв. ред. В.М. Бузник. Томск: Изд-во НТЛ, 2017. С. 596.
2. Коцеев А.П., Перов А.А., Горохов П.В., Заринов Н.В., Терешенков А.В., Хатинов С.А. Композиты политетрафторэтилена и детонационных наноалмазов: химическое взаимодействие наполнителя с полимерной матрицей и его влияние на свойства композита // Журнал физической химии. 2018. Т. 92. № 6. С. 960.
3. Temnikov A.N., Fedotov V.D., Logunov V.M. Effect of γ -radiation on the phase structure and molecular mobility of modified polyvinylidene fluoride // Polymer Science U.S.S.R. 1986. V. 28. № 1. P. 90.
[https://doi.org/10.1016/0032-3950\(86\)90012-2](https://doi.org/10.1016/0032-3950(86)90012-2)
4. Olkhov Y.A., Allyarov S.R., Vasiliiu M., Dixon D.A., Frolov I.A., Demidov S.V. Effect of X-ray beam on the molecular–topological structure of the surface of kynar polyvinylidene fluoride resin // J. of Fluorine Chemistry. 2019. V. 226. 109338.
<https://doi.org/10.1016/j.jfluchem.2019.06.004>
5. Duca M.D., Plosceanu C.I., Pop T. Surface modifications of polyvinylidene fluoride (PVDF) under rf Ar plasma // Polymer Degradation and Stability. 1998. V. 61. № 1. P. 65.
[https://doi.org/10.1016/S0141-3910\(97\)00130-4](https://doi.org/10.1016/S0141-3910(97)00130-4)
6. Aderikha V.N., Shapovalov V.A. Mechanical and tribological behavior of PTFE–polyoxadiazole fiber composites. Effect of filler treatment // Wear. 2011. V. 271. № 5–6. P. 970.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2011.04.011>
7. Adamenko N., Agafonova G., Kazurov A., Savin D., Sedov E. Explosive pressing of fluoroplastic composites // Materials Today: Proceedings. 2019. V. 19. (5). P. 2248.
<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.07.545>
8. Abdrashitov E.F., Kritskaya D.A., Bokun V.C., Ponomarev A.N., Novikova K.S., Sanginov E.A., Dobrovolsky Y.A. Synthesis and properties of stretched polytetrafluoroethylene-sulfonated polystyrene nanocomposite membranes // Solid State Ionics. 2016. V. 286. P. 135.
<https://doi.org/10.1016/j.ssi.2016.01.025>
9. Mashatalyar D.V., Nadaraia R.V., Imshinetskiy L.M., Sinebryukhov S.L., Gnedenkov S.V. New approach to formation of coatings on Mg–Mn–Ce alloy using a combination of plasma treatment and spraying of fluoropolymers // J. of Magnesium and Alloys. 2022. V. 10. № 4. P. 1033.
<https://doi.org/10.1016/j.jma.2021.07.020>
10. Aderikha V.N., Shapovalov V.A. Effect of filler surface properties on structure, mechanical and tribological behavior of PTFE-carbon black composites // Wear. 2010. V. 268. № 11–12. P. 1455.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.02.022>
11. Хатинов С.А., Садовская Н.В., Обвинцев А.Ю., Касаткин А.Н. Исследование надмолекулярной структуры ПТФЭ с использованием двухстадийного химического травления поверхности. Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. 2015. № 11. С. 72.
12. Алисин В.В., Борик М.А., Кулебякин А.В., Ломонова Е.Е., Мызина В.А., Нелюбова О.А., Табачкова Н.Ю., Чурилева О.Н. Исследование механических свойств кристаллов частично стабилизированного диоксида циркония методом кинетического микроиндентирования // Неорганические материалы. 2015. Т. 51. № 6. С. 609.
13. Alisin V. Dry friction of ceramic materials based on zirconium dioxide on hard chromium coating // AIP Conference Proceedings. 2021. V. 2402. 020043.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.9.025.01:519.23

ВЛИЯНИЕ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ МОДИФИКАЦИИ НА КОНТАКТНЫЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

© 2023 г. Н. С. Азиков¹, Б. М. Бржозовский^{1,*}, Д. В. Крайнев²,
Ж. С. Тихонова^{1,2}, Ю. Л. Чигиринский²

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

²Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия

*e-mail: bmbasar85@mail.ru

Поступила в редакцию 17.02.2023 г.

После доработки 10.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Представлены результаты сравнительного анализа диффузионных и химических процессов, протекающих при контактном взаимодействии с обрабатываемым материалом обычного режущего инструмента и инструмента с модифицированным воздействием газового разряда низкотемпературной плазмы поверхностным слоем рабочей части.

Ключевые слова: модифицированный режущий инструмент, контактные взаимодействия, диффузионные процессы, химические процессы, теплопроводность

DOI: 10.31857/S0235711923040041, EDN: XUVUZU

Материалы исследований, выполненных по проблеме повышения долговечности металлорежущего инструмента за счет модификации его рабочей части воздействием газового разряда низкотемпературной плазмы, позволили констатировать [1, 2], что модификация приводит к изменению механизма контактного взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом. Изменение связано с перемещением при взаимодействии микрообъемов инструментального материала в направлении от режущей кромки частично на вспомогательную заднюю поверхность при ее контакте с заготовкой, частично в направлении от режущей кромки по передней поверхности при ее контакте со стружкой. Результатом перемещения становится: 1) формирование обрабатываемой формы краев режущей кромки в контактной зоне, без явных признаков разрушения; 2) повышение устойчивости рабочей части к образованию дефектов на рабочих поверхностях.

В совокупности это приводит к повышению в различной степени ресурса инструмента и стабилизации качества обработанной поверхности (по параметрам шероховатости), способствующим, как следствие, повышению, с одной стороны, производительности, с другой стороны надежности технологических процессов механической обработки резанием. В связи с этим представляется целесообразным раскрытие основных закономерностей контактного взаимодействия модифицированного инструмента с обрабатываемым материалом.

Подход к исследованию включал изучение диффузионных и химических процессов при контактном взаимодействии. Объектами исследования стали 30 обычных и 30 модифицированных твердосплавных пластин с многослойным CVD-покрытием фирмы Sandvik Coromant (Швеция). По результатам модификации микротвердость поверх-

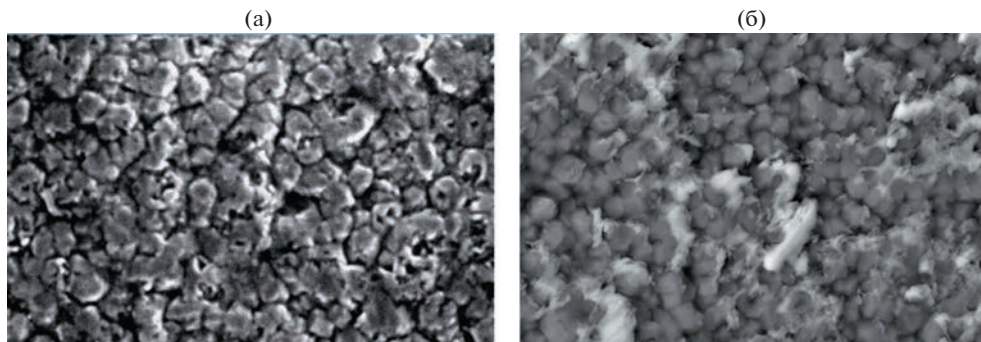


Рис. 1. Морфология поверхности обычной (а) и модифицированной (б) пластины.

ностного слоя рабочей части пластин повысилась, в среднем, в 1.85 раза, а его плотность, в среднем, в 2.78 раза. Пластины прошли стойкостные испытания при точении материалов групп обрабатываемости “Р” и “М” с различными сочетаниями скорости резания и подачи. Перед испытаниями была проведена оценка режущих свойств пластин измерением термоЭДС пробного рабочего хода E , которая является комплексным показателем электро- и теплофизических свойств различных материалов [3]. У модифицированных пластин зафиксировано сокращение разброса значений термоЭДС, в среднем, в 1.88 раза.

Исследование проводилось методами оптической и электронной микроскопии рабочих поверхностей пластин с использованием FIB микроскопа FEI VERSA 3D, а также химико-спектрального анализа поперечных срезов режущего клина, полученных методом локального жесткого ионно-лучевого травления.

Результаты и обсуждение. Изучение и сравнение поверхностей модифицированных пластин с поверхностями обычных пластин позволило установить их характерное отличие, которое заключается в более сглаженном микрорельефе (рис. 1), что обеспечивает в процессе контактного взаимодействия уменьшение результирующего коэффициента трения и, как следствие, стабилизацию микрогеометрии поверхности обрабатываемой заготовки.

Возникновение и развитие фаски износа затрагивает как главную, так и вспомогательную задние поверхности. Однако по сравнению с обычными у модифицированных пластин в большинстве случаев рост фаски износа проходил без явных следов выкрашивания на режущей кромке, что означает уменьшение интенсивности адгезионно-усталостных процессов.

Спектральный анализ выявил истирание по задней поверхности слоев покрытия TiN (рис. 2а) с обнажением внутренних слоев Al_2O_3 и $\text{Ti}(\text{CN})$ (рис. 2б).

В процессе резания происходила деформация режущего клина, начинающаяся до момента прорыва покрытия (рис. 3а) и прогрессирующая параллельно росту фаски износа по задней поверхности (рис. 3б).

В ряде случаев наблюдалось образование проточин на задней поверхности. При этом наибольшие по величине проточины располагались по краю фаски износа.

На рабочей поверхности пластин зафиксировано присутствие следов абразивного износа в виде притертостей и пустот (рис. 4).

Спектральный анализ элементов в точках EDS Spot 2 и EDS Spot 4 (рис. 4, рис. 5б, г) позволил идентифицировать их как налипшие частицы обрабатываемого материала. Микроцарапина, полученная в результате абразивного износа (рис. 4, точка EDS Spot 3), также содержит следы обрабатываемого материала (рис. 5в). Однако, отсутствие сле-

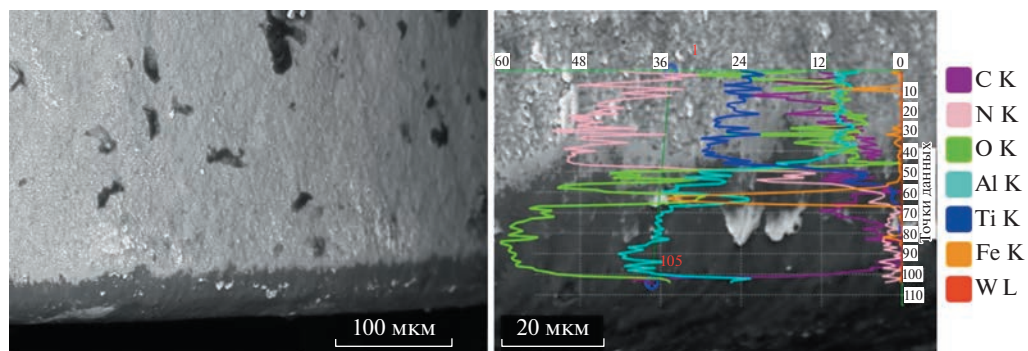


Рис. 2. Общий вид (а) и результаты спектрального анализа химического состава поверхностных слоев (б) по фаске износа по задней поверхности.

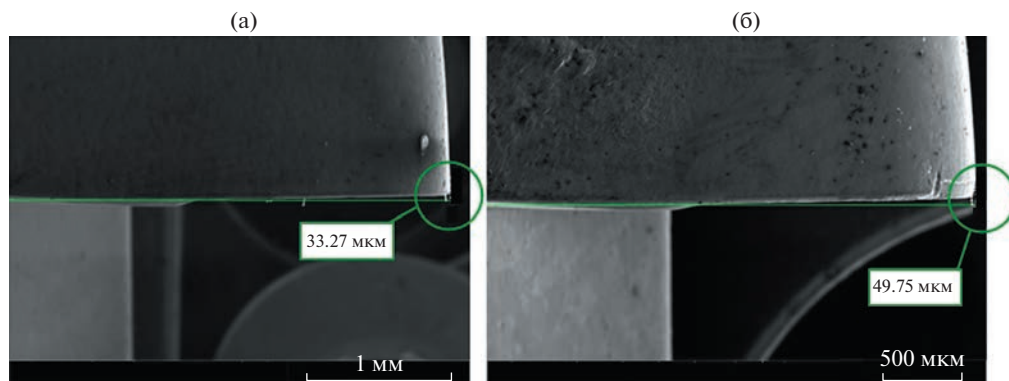


Рис. 3. Развитие деформации режущего клина (в круге) при температурно-силовом воздействии в процессе резания.

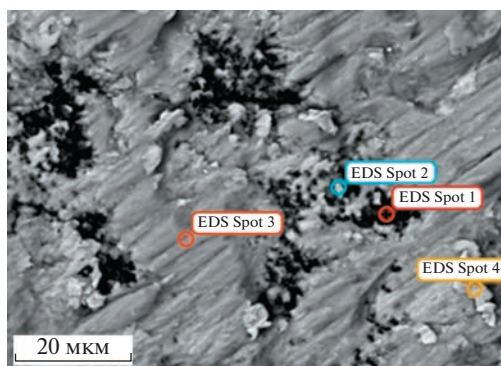


Рис. 4. Результаты FIB микроскопического исследования рабочей поверхности пластины.

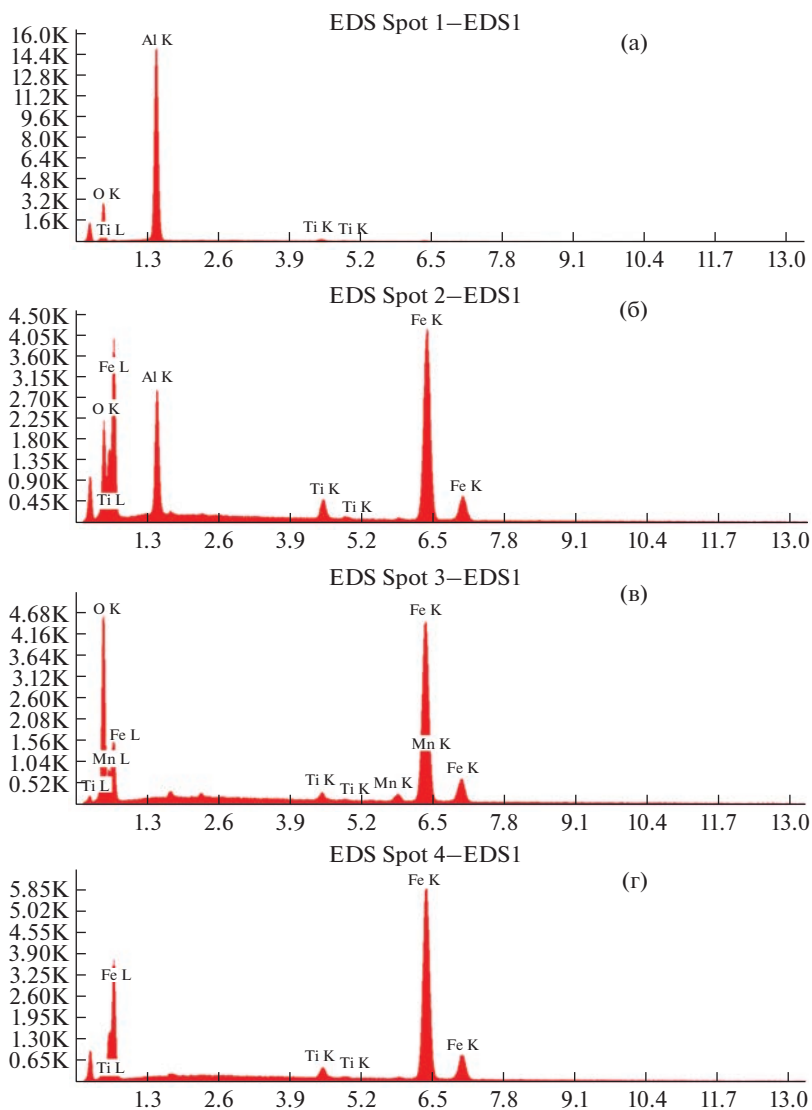


Рис. 5. Результаты спектрального анализа участков рабочей поверхности на рис. 4.

дов обрабатываемого материала в более глубоких слоях износостойкого покрытия (рис. 5, точка EDS Spot 1, рис. 6а) позволяет сделать вывод об ограниченном присутствии диффузионных процессов при контактном взаимодействии. Говоря иначе, модифицированный поверхностный слой выступает в роли диффузионного барьера, обеспечивающего локальный характер образующихся дефектов, который не приводит к катастрофическим последствиям или ухудшению работоспособности пластин.

Кроме этого, наличие модифицированного поверхностного слоя уменьшает объективно существующую неоднородность и непостоянство размеров покрытия (рис. 6а, б), а также влияние элементов структуры твердосплавной матрицы (рис. 6в, г), включая де-

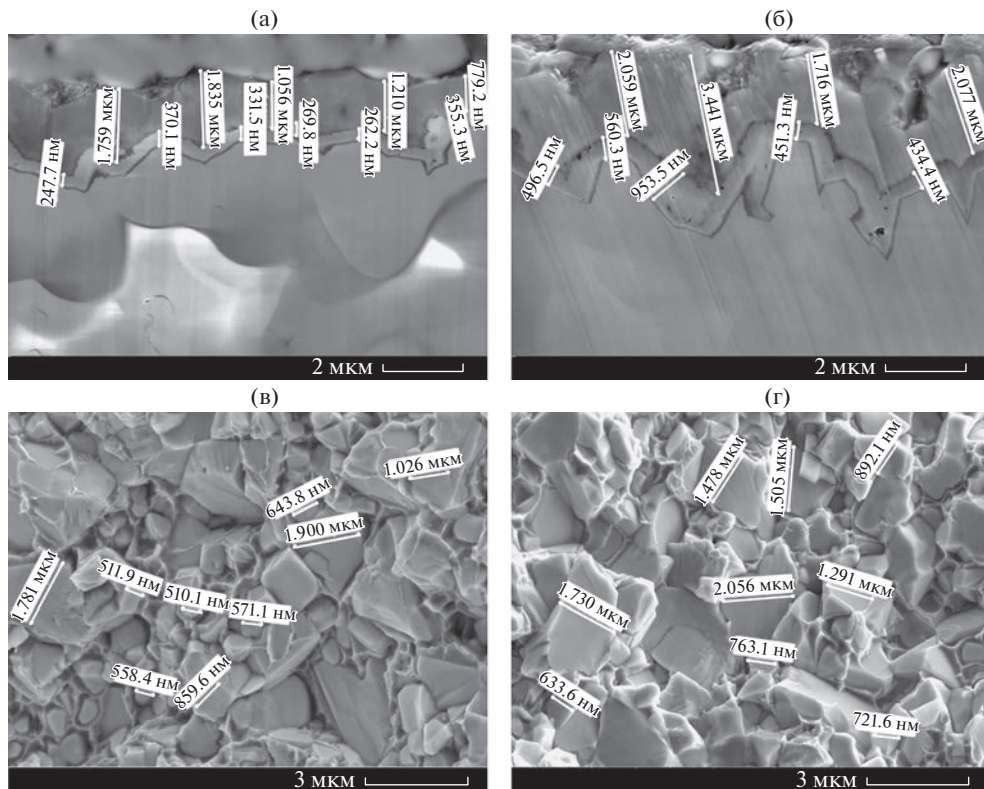


Рис. 6. Влияние непостоянства, неоднородности размеров покрытия пластин (а), (б) внутренней структуры твердосплавной матрицы (в), (г) на значение термоЭДС: (а), (в) – $E = 4.9$ МВ; (б), (г) – $E = 5.3$ МВ.

фекты в ее объеме (в частности, микротрещины). В совокупности это обеспечивает стабилизацию режущих свойств пластин и снижение разброса значений термоЭДС.

С целью подтверждения достоверности результатов исследования было принято во внимание известное положение о том, что контактные процессы между рабочими поверхностями режущего инструмента, обработанной поверхностью заготовки и поверхностью стружки, а также деформационные процессы в зоне стружкообразования могут отображаться различными способами, в том числе и через изменение теплофизических свойств инструментального материала, в значительной степени влияющих на период его стойкости, который является основным показателем долговечности. Основной характеристикой теплофизических свойств является коэффициент теплопроводности [4–7]. Его измерение было выполнено с помощью прибора “КИТ-02Ц “Алмаз”, реализующего метод “горячей плиты”. Количество измерений определялось в соответствии с апробированными методиками как наибольшее из двух допустимых по критериям Стьюдента (условие неизменности среднего значения) и Фишера (условие неизменности дисперсии). Погрешность измерений в соответствии с паспортными характеристиками прибора – не более 5%.

Статистическая обработка полученных данных при доверительной вероятности 0.95, включала оценку их репрезентативности, стабильности и расчет средних значений и стандартных отклонений. Результаты обработки показали следующее: 1) стабильность значений коэффициента теплопроводности модифицированных пластин

Таблица 1. Изменение коэффициента теплопроводности модифицированных пластин для обработки материалов группы “Р”

Показатель	До модификации	После модификации	Изменение	Вероятность изменения
Среднее значение	22.99	22.96	0.03 (разность)	0.65%
Стандартное отклонение	0.108	0.070	1.54 (крат)	18.77%

Таблица 2. Изменение коэффициента теплопроводности модифицированных пластин для обработки материалов группы “М”

Показатель	До модификации	После модификации	Изменение	Вероятность изменения
Среднее значение	50.09	49.78	0.31 (разность)	0.49%
Стандартное отклонение	1.174	1.018	1.15 (крат)	39.17%

высока, поскольку коэффициент вариации его значений составил 0.003–0.08. Разброс значений коэффициента теплопроводности является случайным, поскольку все они попали в интервал, определяемый допустимой погрешностью измерительного прибора; 2) оценка изменений теплофизических свойств модифицированных пластин при их сравнении с теплофизическими свойствами обычных пластин показала (табл. 1, 2), что вероятности изменения среднего значения коэффициента теплопроводности, определенные по критерию Стьюдента, составили не более 0.65% и 0.49%, т.е. средние значения фактически не меняются. Стандартные отклонения значений коэффициента теплопроводности уменьшились примерно в 1.5 и 1.2 раза, что позволяет с вероятностями около 20% и 40% говорить о стабилизации теплофизических свойств пластин в результате воздействия низкотемпературной плазмы.

С целью объяснения полученных результатов примем во внимание, что теплопроводность в проводящих материалах осуществляется электронами (электронная теплопроводность) и упругими колебаниями атомов в узлах кристаллической решетки (фононная теплопроводность, которая может быть соизмеримой с электронной теплопроводностью). Степень теплопроводности определяют: структура материала, число и вид атомов и ионов, рассеивающих волновые колебания, а также длина свободного пробега фононов и степень нарушения гармоничности колебаний тепловых волн во время их прохождения через материал. Любое искажение кристаллической решетки или отклонение от кубической сингонии действует аналогично имеющимся в материалах примесям, увеличение содержания которых приводит к образованию дополнительных центров рассеивания тепловых упругих волн за счет нарушения дальнего порядка расположения атомов и, как следствие, уменьшения и электронной, и фононной доли теплопроводности [8, 9]. Но поскольку основным результатом модификации является формирование в поверхностном слое структуры, состоящей из локальных областей сжатия и растяжения, т.е. областей с увеличенным и уменьшенным периодом кристаллической решетки, содержащих уплотненные и разреженные фазы [1], постольку степень стабильности теплофизических свойств определяется степенью однородности структуры или равномерностью чередования сформированных областей.

Заключение. Результаты выполненных исследований позволяют сделать следующие выводы. 1. На примере твердосплавных пластин с многослойным CVD-покрытием показано, что низкотемпературная плазменная модификация способствует повышению стабильности теплофизических свойств. В процессе эксплуатации при контакт-

ном взаимодействии с обрабатываемым материалом это способствует тому, что диффузионные и химические процессы протекают только на рабочих поверхностях и в модифицированном поверхностном слое и не затрагивают матрицу, обеспечивая более длительное сохранение режущей способности. 2. Повышение стабильности теплофизических свойств обеспечивается за счет формирования в поверхностном слое по результатам модификации структуры, состоящей из равномерно чередующихся локальных областей с увеличенным и уменьшенным периодом кристаллической решетки, т.е. областей сжатия и растяжения, содержащих уплотненные и разреженные фазы. Чем более однородными являются области, тем в большей степени они уменьшают влияние неоднородности и непостоянства размеров покрытия, а также элементов структуры матрицы и тем более стабильными являются теплофизические свойства.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 19-19-00101.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

ИНФОРМАЦИЯ О ВКЛАДЕ АВТОРОВ

Авторы из института машиноведения РАН обосновали актуальность исследования, подход к его проведению и изучили диффузионные и химические процессы при контактном взаимодействии пластин. Авторы из Волгоградского государственного технического университета провели измерение и сравнение значений коэффициентов теплопроводности пластин.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Brzhozovskii B., Zinina E., Martynov V., Tabakov V. Low-temperature plasma hardening impact on the properties of the cutting tool working part // Int. J. of Advanced Manufacturing Technology. 2023. T. 124. P. 183.
<https://doi.org/10.1007/s00170-022-10465-z>
2. Бровкова М.Б., Мартынов В.В., Плешакова Е.С. Основные направления повышения стойкости металлорежущего инструмента с модифицированной рабочей частью // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2020. № 2. С. 71.
3. Тихонова Ж.С., Крайнев Д.В., Фролов Е.М. Thermo-Emf as Method for Testing Properties of Replaceable Contact Pairs [Электронный ресурс] // Lecture Notes in Mechanical Engineering. 2020. P. 1097.
4. Панов В.С., Чувилін А.М., Фальковский В.А. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них. М.: МИСИС, 2004. 463 с.
5. Металлорежущий инструмент. Каталог. [Электронный ресурс] // URL: <https://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/products/pages/tools.aspx>.
6. Ингеманссон А.Р., Бондарев А.А. Определение теплопроводности твердосплавного режущего инструмента с многослойными износостойкими покрытиями // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). 2019. Т. 21. № 3. С. 97.
7. Balaji A.K., Mohan V.S. An “effective cutting tool thermal conductivity” based model for tool-chip contact in machining with multi-layer coated cutting tools // Machining Science and Technology. 2002. V. 6. № 3. P. 415.
8. Берман Р. Теплопроводность твердых тел / Пер. с англ. М.: Мир, 1979. 286 с.
9. Кржижановский Р.Е. Некоторые закономерности в поведении теплопроводности металлов и сплавов. В кн. “Тепло- и массоперенос”. Т. 1. Минск: Изд-во АН БССР, 1968. С. 115.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 538.951: 53.097

РОЛЬ СКВАЖНОСТИ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА ПРИ РАСТЯЖЕНИИ ТИТАНА

© 2023 г. В. В. Столяров

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

Поступила в редакцию 27.02.2023 г.

После доработки 07.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Рассмотрено воздействие импульсного тока на деформационное поведение при растяжении титана, полученного постдеформационным отжигом после холодной прокатки крупнозернистого и ультрамелкозернистого состояний. Исследовано влияние скважности импульсного тока в широком интервале на форму кривых “напряжение–деформация” и механические свойства. Показано, что снижение скважности вызывает увеличение теплового эффекта тока, снижение напряжений течения, прочности и пластичности, а также усиленное шейкообразование. Повышение скважности приводит к отсутствию нагрева и проявлению электропластического эффекта, повышению прочности и пластичности, которое зависит от структурного состояния крупнозернистого титана и способа его получения. Рассмотрены возможные физические механизмы упрочнения, связанные с двойникованием, деформационным старением и малоциклового усталостью.

Ключевые слова: титан, импульсный ток, скважность, растяжение, микроструктура, упрочнение

DOI: 10.31857/S0235711923040168, **EDN:** XXEOOW

Известно, что электропластический эффект (ЭПЭ) наиболее сильно проявляется при воздействии импульсного тока в отличие от постоянного или переменного тока [1]. Поэтому в настоящей статье рассматривается случай пластической деформации растяжением в сопровождении импульсного тока, а не единичных импульсов. Роль амплитуды импульса (плотности и мощности тока) при растяжении ясна и прогнозируема. Она заключается, как правило, в наличии критической плотности $j_{кр} = 10\text{--}100 \text{ А/мм}^2$ и усилении всех сопровождающих ток эффектов при ее повышении: теплового, электропластического (ЭПЭ), скин- и пинч-магнитопластического при прочих равных условиях эксперимента [2]. Импульсные воздействия разной природы (механические, акустические, ударные, волновые, электрический ток) помимо амплитуды сигнала характеризуются временными параметрами, к которым относятся длительность и период импульсов, соответственно, τ и T . Соотношение параметров T/τ определяет важную для импульсных воздействий характеристику, называемую скважностью Q . Рассматривая интервал возможных величин скважности импульсного тока, можно считать, что она может изменяться от нуля (постоянный ток, $\tau = \infty$) до бесконечности. Применение режима постоянного тока из-за сильного нагрева наименее целесообразно, если предполагается сохранить стабильную исходную структуру и свойства. Повышение скважности, естественно, приведет к снижению теплового эффекта вследствие релаксации термических напряжений и повышению роли непосредственно самого тока, т.е. ЭПЭ. Можно оценить необходимую для релаксации величину Q , при которой роль тепло-

го эффекта в снижении напряжений течения будет минимальной, а роль самого тока максимальной.

В первых работах по ЭПЭ *при растяжении*, как правило, применяли постоянный ток, который соответствует нулевой скважности [3]. Позже, роль скважности косвенно была исследована при растяжении монокристаллов цинка. Повышение частоты импульса с 5×10^{-3} до 5×10^{-1} Гц при длительности импульса 10^{-4} с (что соответствовало снижению скважности на два порядка с 2×10^6 до 2×10^4) привело к снижению деформационного упрочнения и амплитуды скачка напряжения в 3–4 раза, хотя температура образца при этом практически не менялась [1]. В подавляющем большинстве статей по ЭПЭ при растяжении информация о скважности импульсного тока отсутствовала. В чистых металлах [4] или стабильных однофазных сплавах (например, Al–Mg–Si) [5] авторы наблюдали снижение напряжений течения, которое увеличивалось при повышении плотности тока. Напротив, в термически упрочняемом алюминиевом сплаве 2024 (Al–Cu–Mg), наблюдалось упрочнение под действием импульсного тока, как без деформации [6], так и при растяжении [7]. Внимание исследователей ЭПЭ было в основном сфокусировано на роли плотности тока и длительности импульса, оставляя в стороне роль частоты (скважности).

Напротив, в статьях по применению ЭПЭ *в процессах обработки давлением* данные по частоте импульса приводятся. Для повышения деформируемости при прокатке полос хрупкого при комнатной температуре магниевого сплава AZ31 была использована частота в интервале 200–700 Гц при $\tau = 80$ мкс, что соответствовало скважности $Q = 20$ –60 [8]. Применение импульсного тока при изгибе алюминиевого сплава 1050-H18 выполнялось при частоте 200–300 Гц и $\tau = 50$ мкс, что соответствовало $Q = 100$ [9]. При электропластической прокатке сплава Zr–Ti–Al–V также были использованы близкие параметры частоты и длительности импульса, которые соответствовали скважности $Q = 20$ [10]. В обзоре, посвященном *электроимпульсной обработке*, упоминается отдельное влияние длительности импульса 15–30 мкс и частоты 100–200 Гц, которые снижают напряжения течения и повышают пластичность для магниевых сплавов [11]. В последние годы в статьях по ЭПЭ при растяжении [12–14] стали приводится длительность импульса и частота, позволившие оценить скважность, которая находилась в интервале $10 \leq Q < 200$. В целом можно заключить, что выбор скважности происходил произвольным образом без анализа.

В работе [15] исследовано деформационное поведение при растяжении чистого титана в сопровождении постоянного тока ($Q = 0$). Авторы не только подтвердили наличие ЭПЭ, но и обнаружили рекристаллизацию и рост зерен при относительно небольших плотностях тока. Интересно, что структурные изменения не наблюдались при пропускании тока без деформации или при повышенной температуре с деформацией без тока.

Рассмотренные статьи дают представление о влиянии постоянного и импульсного тока в довольно узком интервале скважности, соответствующем довольно большому термическому эффекту и возможно не очень значительному вкладу атермического эффекта тока.

Целью настоящей статьи является исследование влияния скважности импульсного тока при растяжении в крупнозернистом технически чистом титане, полученном разными термомеханическими обработками, в более широком интервале, особенно при условиях, когда тепловой эффект практически отсутствует.

Материал и методы исследования Объектом исследования служил технически чистый титан BT1-0 (зарубежный аналог Grade-2) в виде прутка $\varnothing 40$ мм. В табл. 1 дан химический состав титана BT1-0 (Grade 2 для сравнения), а также силумина.

Титан был исследован в крупнозернистом (КЗ) состоянии, полученном двумя способами: 1) холодная прокатка (ХП) в калибрах и последующий отжиг при 700°C в течение 1 ч; 2) равноканальное угловое прессование (РКУП) с последующей холодной

Таблица 1. Химический состав (вес. %) сплавов

Материал	Si	Cr	Fe	C	O	N	H
BT1-0	—	—	0.1	0.2	0.25	0.02	0.010
Grade 2	—	—	0.1	0.2	0.15	0.02	0.015

Таблица 2. Режимы тока

№ обр.	Вид обработки	Вид тока	Плотность тока j , А/мм ²	Длительность импульса τ , мкс	Скважность, Q	$T_{обр}$, °C
1	ХП + 700°C	без тока	0	—	—	25
2		импульсный	250	1000	20000	26
3			95	100	10	130
4		постоянный	18	—	0	130
1	РКУП + + ХП + 700°C	—	0	—	—	25
2		импульсный	250	1000	40000	25
3			95	100	10	130
4		постоянный	18	—	0	130

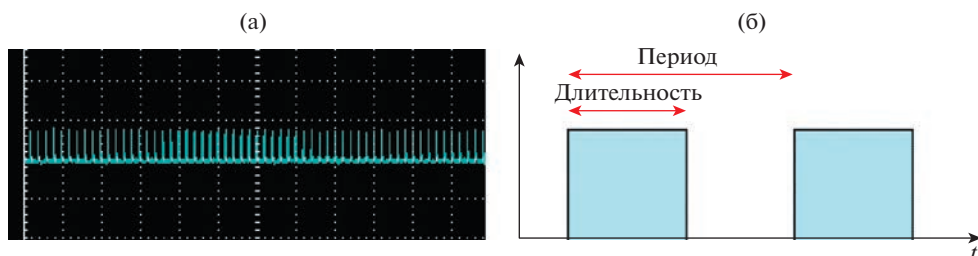
прокаткой и отжигом при 700°C в течение 1 ч. Детали РКУП процесса и последующей холодной прокатки описаны в [16]. В обоих случаях холодная прокатка выполнялась в калибрах со степенью деформации $\varepsilon = 73\%$.

Механические испытания на растяжение выполняли при комнатной температуре на горизонтальной машине ИР 5081-20 со скоростью 1 мм/мин. Образцы для испытания были изготовлены точением и имели размеры рабочей части $\varnothing 1.65 \times 25$ мм².

Режимы и вид тока были выбраны так, чтобы на кривых растяжения фиксировалась стадия деформационного упрочнения, а тепловой эффект и температура образца были бы минимальны. Использовали параметры импульсного и постоянного тока, которые позволяли варьировать скважность $Q = T/\tau$, где T , τ — период и длительность импульса, в интервале 0–40000 (рис. 1, табл. 2).

Предполагается, что постоянный ток ($Q = 0$) является частным случаем импульсного тока при бесконечно большой величине τ .

Растяжение выполняли после стабилизации температуры образца, повышение которой было вызвано введением тока. Температуру образца контролировали термопарой и инфракрасной камерой. Расхождение измеренных температур не превышало $\pm 5^\circ\text{C}$.

**Рис. 1.** Пример осциллограммы при $Q = 10$ (а) и схема импульсного тока (б).

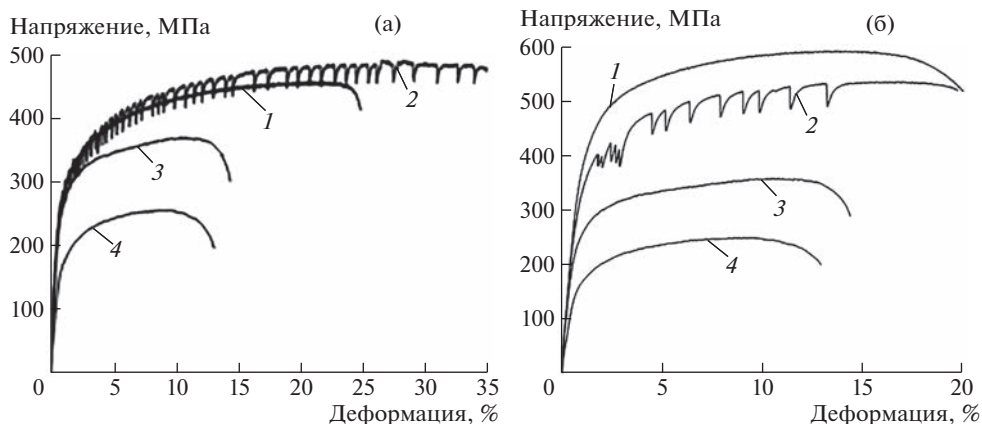


Рис. 2. Кривые “напряжение–деформация” титана в КЗ 1 (а) и КЗ 2 (б) состояниях: 1 – без тока, 25°C; 2 – импульсный ток, 27°C (а), 27°C (б), $Q = 2 \cdot 10^4$ (а), $Q = 4 \cdot 10^4$ (б); 3 – импульсный ток, 130°C, $Q = 10$; 4 – постоянный ток, 130°C, $Q = 0$.

Экспериментальные результаты. На рис. 2 представлены кривые растяжения с разными режимами тока в крупнозернистом титане, структурное состояние которого было получено разными термомеханическими обработками. Видно, что механические свойства титана в состоянии КЗ 1 (рис. 2а) при растяжении без тока (кривые 1) отличаются меньшим пределом прочности (на 140 МПа) и большим удлинением до разрушения (на 5%) по сравнению с титаном КЗ 2 (рис. 2б).

Введение импульсного тока скважностью $Q = (2-4) \times 10^4$ в обоих структурных состояниях титана приводит к появлению скачков напряжения вниз амплитудой около 30 МПа, практически без изменения температуры образца (кривые 2). Амплитуда скачка напряжения уменьшается в два раза при двукратном уменьшении длительности импульса с 1000 до 500 мкс (рис. 2а, область предела текучести, кривая 2). Однако расположение кривых растяжения при токе высокой скважности в обоих типах титана отличается. В титане КЗ1 наблюдается повышение одновременно прочности и удлинения до разрушения, соответственно, на 40–50 МПа и на 10%, а в титане КЗ2 – снижение прочности на 70 МПа в сравнении с растяжением без тока. Снижение скважности тока на три порядка в обоих структурных состояниях титана приводит к заметному повышению температуры до 130°C, исчезновению скачков напряжения, снижению прочности, по сравнению с растяжением без тока, на 100 МПа (в КЗ1) и 230 МПа (в КЗ2), и снижению удлинения до разрушения на 11% (КЗ1) и 8% (КЗ2) (кривые 3). Действие постоянного тока (кривые 4) также повышает температуру образца до 130°C и дополнительно снижает прочностные и пластические характеристики, соответственно, на 200 МПа (КЗ1) и 340 МПа (КЗ2) и 12% (КЗ1) и 10% (КЗ2).

Обсуждение. Представленные результаты свидетельствуют о двух важных следствиях применения электрического тока в процессе растяжения образцов титана. Деформационное поведение материала под током определяется режимом (видом) тока и структурным состоянием исследуемого титана.

Оказалось, что изменение в широком интервале значений такого параметра импульсного тока, как скважность, оказывает сильное влияние на форму деформационной кривой и ее относительное расположение по отношению к растяжению без тока. Снижение скважности фактически означает уменьшение времени релаксации, необ-



Рис. 3. Вид шейки образца на растяжение перед разрушением.

ходимой для восстановления падения напряжений течения, вызванного введением тока.

На всех кривых с низкой скважностью импульсного тока ($Q = 10$) и тем более при постоянном токе ($Q = 0$) сокращается область равномерного удлинения и увеличивается область сосредоточенной деформации (шейки) (рис. 3), что в целом приводит к уменьшению относительного удлинения почти вдвое.

Это в свою очередь смещает точки пиковых нагрузок в область меньших деформаций. Усиление шейкообразования в титане связано с кратным повышением плотности тока при уменьшении сечения и, как следствие, с повышением локальной температуры, возможно до температуры фазового $\alpha \rightarrow \beta$ -превращения. В этой связи, ускоренное разрушение образца может быть обусловлено изменением механизма деформации. Отмеченные особенности деформационного поведения согласуются с результатами для зарубежного аналога титана Grade 2 с меньшей прочностью и с меньшим размером зерен 9 мкм, чем титан ВТ1-0 в настоящей статье. Авторы наблюдали интенсивное шейкообразование при введении тока, сопровождавшееся уменьшением равномерной деформации [17].

Другим важным следствием воздействия импульсного тока является необычный, хотя и слабый, эффект одновременного повышения прочности и пластичности, который фиксировался только для структурного состояния КЗ1 и только для высокой скважности тока. Очевидно, что подобное изменение свойств нельзя связать с тепловым эффектом тока. Из литературы известны случаи упрочнения, вызванные током. Однако они относятся к сложным сплавам и сталям с гетерогенной многофазной структурой, в которых возможны старение [18] или возникновение виброакустических колебаний [19]. Наиболее близок к нашему случаю пример упрочнения при растяжении с током в однофазном сплаве Ti–Al, описанный в работе [20]. В чистых металлах слабый эффект упрочнения под действием постоянного тока был отмечен только для монокристаллического и технически чистого ГЦК алюминия [21], имеющего высокую энергию дефектов упаковки и высокую гомологическую температуру.

Предположительно, наблюдающееся упрочнение в настоящей статье связано с текстурными особенностями титана. Известно, что в силу низкой симметрии ГПУ структуры титана ($c/a < 1.633$, где c , a — параметры кристаллической решетки), деформационный механизм при комнатной температуре сильно зависит от конкуренции систем двойникового и дислокационного скольжения, ориентации и размера зерен, которые в свою очередь определяются схемой деформации и температурой отжига.

Известно, что кристаллографическая текстура КЗ титана после холодной прокатки ($\epsilon > 70\%$) характеризуется присутствием систем двойникового $\{10\bar{1}2\}$ (1011) , $\{11\bar{2}2\}$ (1123) и дислокационного скольжения $\{10\bar{1}0\}$ $(11\bar{2}0)$ [22]. В текстуре после холодной прокатки РКУП титана двойникование подавлено и присутствуют только системы скольжения [23]. Как показали наши эксперименты, дисперсность микроструктуры после прокатки РКУП состояния выше — деформационные полосы тоньше и короче (рис. 4а, б).

Различия в текстуре и микроструктуре деформированных состояний наследуются и в микроструктуре титана после отжига. Если текстура рекристаллизации и деформа-

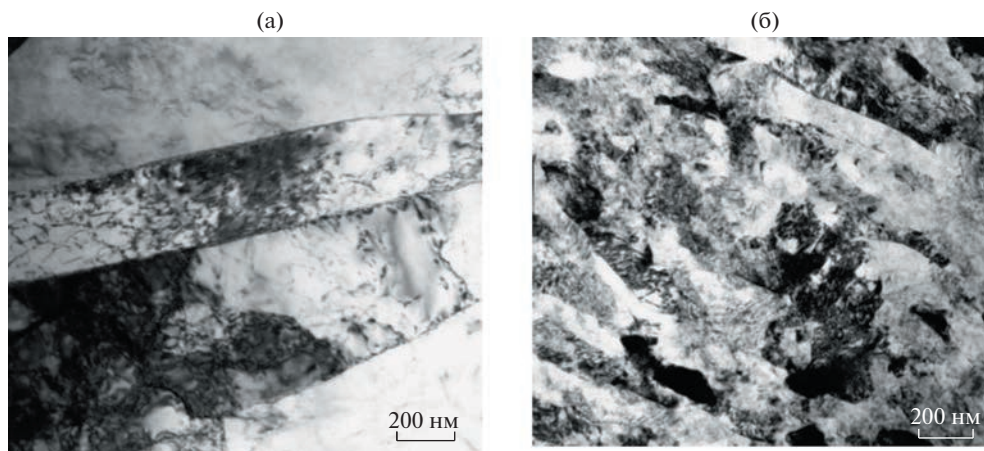


Рис. 4. Микроструктура титана в поперечном направлении: (а) – холодная прокатка 73%; (б) – РКУП + холодная прокатка 73%.

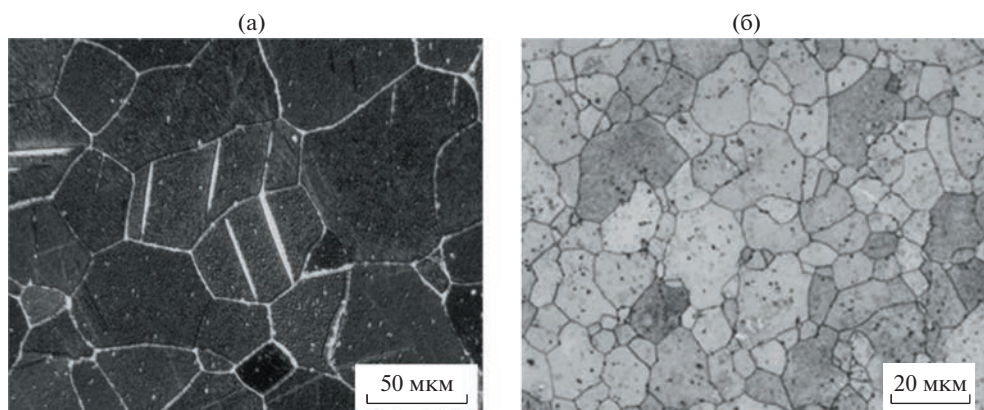


Рис. 5. Микроструктура титана в поперечном сечении после отжига при 700°C: (а) – К3 1; (б) – К3 2 [24].

ции совпадает, то в нашем случае после отжига при 700°C в К31 состоянии двойниковые ориентировки присутствуют (рис. 5а), а в К32 отсутствуют (рис. 5б). Кроме того, размер рекристаллизованного зерна в К31кратно больше, чем в К32 титане (рис. 5).

Поэтому, в состоянии К31 одиночные импульсы тока при растяжении могут стимулировать поперечное скольжение дислокаций и более высокие напряжения течения, что и наблюдалось для сплава Ti–Al в работе [20]. Другими вероятными механизмами возникающего упрочнения могут быть деформационное старение [25] или малоцикловая усталость при напряжениях выше напряжения течения. Все рассмотренные механизмы требуют постановки специальных исследований для выяснения причин упрочнения.

Практическое применение представленных результатов возможно в процессах обработки давлением для получения длинномерных полуфабрикатов тонкого сечения повышенной прочности и деформируемости.

Выводы. 1. Исследовано деформационное поведение при растяжении в сопровождении импульсного тока высокой скажности технически чистого титана ВТ1-0, полученного рекристаллизационным отжигом холоднокатанного крупнозернистого и ультрамелкозернистого состояния. 2. Показано, что электропластический эффект проявляется независимо от теплового нагрева и способен приводить к упрочнению при одновременном повышении пластичности. 3. Предполагается, что физический механизм упрочнения связан с возможностью формирования в микроструктуре титана двойников и поперечного переползания дислокаций. 4. Потенциальное применение электропластического эффекта заключается в его применении к процессам обработки давлением труднодеформируемых материалов с низкой деформируемостью.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках проекта по соглашению № 075-15-2021-709, уникальный идентификатор проекта RF-2296 61321X0037 (проведение контрольных измерений).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Троицкий О.А., Баранов Ю.В., Авраамов Ю.С., Шляпин А.Д. Физические основы и технологии обработки современных материалов (теория, технология, структура и свойства). В 2-х томах. Т. 1. Москва–Ижевск: Институт компьютерных технологий, 2004. 590 с.
2. Conrad H. Effects of electric current on solid state phase transformations in metals // Mater. Sci. Eng. A. 2000. 287 (2). P. 227.
3. Troitskii O.A. Electromechanical effect in metals // JETP Letters. 1969. № 1. P. 18.
4. Varma S.K., Cornwell L.R. The Electroplastic Effect in Aluminum // Scr. Metall. 1979. V. 13. P. 733.
5. Roh J.H., Seo J.J., Hong S.T., Kim M.J., Han H.N., Roth J.T. The mechanical behavior of 5052-H32 aluminum alloys under a pulsed electric current // Inter. J. of Plasticity 58. 2014. P. 84. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2014.02.002>
6. Xu X., Zhao Y., Ma B., Zhang M. Rapid precipitation of T-phase in the 2024 aluminum alloy via cyclic electropulsing treatment // J. of Alloys and Compounds. 2014. V. 610. P. 506. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2014.05.063>
7. Wu W., Wang Y., Wang J., Wei S. Effect of electrical pulse on the precipitates and material strength of 2024 aluminum alloy // Mater. Sci. Eng. A. 2014. V. 608. P. 190. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2014.04.071>
8. Li X., Tang G., Kuang J., Li X., Zhu J. Effect of current frequency on the mechanical properties, microstructure and texture evolution in AZ31 magnesium alloy strips during electroplastic rolling // Mater. Sci. Eng. A. 2014. V. 612. P. 406. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2014.06.075>
9. Sánchez Egea A.J., González Rojas H.A., Celentano D.J., Travieso-Rodríguez J.A., Llumà i Fuentes J. Electroplasticity-assisted bottom bending process // J. Mater. Process. Technol. 2014. V. 214. P. 2261. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.04.031>
10. Guo D., Deng W., Song P., Lv X., Shi Y., Qu Z., Zhang G. Effect of Strain Rate on Microstructure and Mechanical Properties of Electroplastic Rolled ZrTi Alloy // Adv. Eng. Mater. 2022. V. 24 (7). <https://doi.org/10.1002/adem.202101366>
11. Sheng Y., Hua Y., Wang X., Zhao X., Chen L., Zhou H., Wang J., Berndt C.C. Li W. Application of High-Density Electropulsing to Improve the Performance of Metallic Materials: Mechanisms, Microstructure and Properties // Materials. 2018. V. 11. P. 185. <https://doi.org/10.3390/ma11020185>
12. Kim M.J., Lee M.G., Hariharan K., Hong S.T., Choi I.S., Kim D., Oh K.H., Han H.N. Electric current-assisted deformation behavior of Al-Mg-Si alloy under uniaxial tension // Int. J. Plast. 2017. V. 94. P. 148. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2016>

13. *Indhiarto I., Shimizu T., Furushima T., Yang M.* Effect of DC pulsed-current on deformation behavior of magnesium alloy thin sheets // *Procedia Manufact.* 2018. V. 15. P. 1663.
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.07.270>
14. *Stolyarov V., Korolov O., Pesin A., Raab G.* Deformation Behavior under Tension with Pulse Current of Ultrafine-Grain and Coarse-Grain CP Titanium // *Materials.* 2023. V. 16. P. 191.
<https://doi.org/10.3390/ma16010191>
15. *Rudolf C., Goswami R., Kang W., Thomas J.* Effects of electric current on the plastic deformation behavior of pure copper, iron, and titanium // *Acta Mater.* 2021. V. 209 (1). P. 116776.
<https://doi.org/10.1016/j.actamat.2021.116776>
16. *Stolyarov V.V., Zhu Y.T., Alexandrov I.V., Lowe T.C., Valiev R.Z.* Influence of ECAP routes on the microstructure and properties of pure Ti // *Mater. Sci. Eng. A.* 2001. V. 299. P. 59.
17. *Rudolf C., Goswami R., Kang W., Thomas J.* Effects of electric current on the plastic deformation behavior of pure copper, iron, and titanium // *Acta Mater.* 2021. V. 209. P. 116776.
<https://doi.org/10.1016/j.actamat.2021.116776>
18. *Демлер О., Герштейн Г., Далингер А., Нюрнбергер Ф., Епишин А., Молодов Д.А.* Влияние импульсов электрического тока на деформационное поведение монокристаллов никелевого жаропрочного сплава смх-4 и подвижность малоугловой границы зерен в бикристаллах алюминия // *Изв. РАН. Серия физическая.* 2018. Т. 82. № 9. С. 1189.
<https://doi.org/10.1134/S0367676518090065>
19. *Савенко В.С., Троцкий О.А., Гуненко А.В.* Физические аспекты электропластической деформации металлов // *Вестник Брестского университета, Серия 4, Физика. Математика.* 2018. № 1. P. 40.
20. *Zhao S., Zhang R., Chong Y. et al.* Defect reconfiguration in a Ti–Al alloy via electroplasticity // *Nat. Mater.* 2021. V. 20. P. 468.
<https://doi.org/10.1038/s41563-020-00817-z>
21. *Pakhomov M.A., Stolyarov V.V.* Specific features of electroplastic effect in mono- and polycrystalline aluminum // *Metal Sci. Heat Treat.* 2021. V. 63. P. 236.
<https://doi.org/10.1007/s11041-021-00677-7>
22. *Lee H.P., Esling C., Bunge H.J.* Development of the Rolling Texture in Titanium // *Textures and Microstructures.* 1988. V. 7. P. 317.
23. *Zherebtsov S.V., Dyakonov G.S., Salem A.A., Malysheva S.P., Salishchev G.A., Semiatin S.L.* Evolution of grain and subgrain structure during cold rolling of commercial-purity titanium // *Mater. Sci. Eng. A.* 2011. V. 528 (9). P. 3474.
<https://doi.org/10.1016/j.msea.2011.01.039>
24. *Stolyarov V.V., Zeipper L., Mingler B., Zehetbauer M.* Influence of post-deformation on CP-Ti processed by equal channel angular pressing // *Mater. Sci. Eng. A.* 2008. V. 476. P. 98.
<https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.04.069>
25. *Lee T., Magargee J., Kwan Ng M., Cao J.* Constitutive analysis of electrically-assisted tensile deformation of CP-Ti based on non-uniform thermal expansion, plastic softening and dynamic strain aging // *Int. J. Plast.* 2017. V. 94. P. 44.
<https://doi.org/10.1016/j.iplas.2017.02.012>

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 539.3:539.42

КРИТЕРИЙ РАЗРУШЕНИЯ, УЧИТЫВАЮЩИЙ ДВУХОСНОЕ СТЕСНЕНИЕ ДЕФОРМАЦИЙ ПО ФРОНТУ ТРЕЩИНЫ НОРМАЛЬНОГО ОТРЫВА

© 2023 г. А. М. Покровский^{1,*}, Ю. Г. Матвиенко²¹Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия²Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: pokrovsky@bmstu.ru

Поступила в редакцию 21.11.2022 г.

После доработки 11.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

В настоящей статье сформулирован новый критерий разрушения для наиболее часто встречающейся на практике трещины нормального отрыва, основанный на предположении, что тангенциальные напряжения в зоне предразрушения равны локальной прочности материала. При этом размер зоны предразрушения и локальная прочность определены с учетом несингулярных T_{xx} - и T_{zz} -напряжений, входящих в асимптотическое распределение напряжений согласно Вильямсу и характеризующих двухмерное локальное стеснение деформации по фронту трещины в трехмерных телах. Получено выражение для эффективного коэффициента интенсивности напряжений, в которое кроме классического коэффициента интенсивности напряжений входят отношения T_{xx} - и T_{zz} -напряжений к пределу текучести, что позволяет учесть стеснение деформаций в поперечном (за счет T_{xx} -напряжений) и в продольном (за счет T_{zz} -напряжений) направлениях в окрестности фронта трещины. Проведена верификация разработанных программных средств и предлагаемого критерия разрушения. Приведены примеры реализации разработанного критерия для оценки трещиностойкости растянутой в одном и двух направлениях пластины с соосной поперечной сквозной трещиной.

Ключевые слова: механика разрушения, коэффициент интенсивности напряжений, T -напряжения, критерий разрушения, трещина нормального отрыва

DOI: 10.31857/S0235711923040107, EDN: XVTOIU

До недавнего времени оценка трещиностойкости деталей, как правило, проводилась с использованием однопараметрических критериев разрушения, в первую очередь на основании силового критерия разрушения Ирвина [1]. Такой подход встречается, например, в работах [2, 3]. Основным недостатком однопараметрических критериев разрушения является невозможность учета стеснения деформаций по фронту трещины, которое оказывает существенное влияние на значение разрушающей нагрузки [4]. В связи с этим в последнее время все большее применение находят критерии разрушения, в которые кроме коэффициента интенсивности напряжений (КИН) входят еще несингулярные члены разложения Вильямса [5] для напряжений, которые носят название T -напряжения. Здесь в первую очередь нужно отметить развиваемую в работах [5, 6] двухпараметрическую механику разрушения. Значительный вклад в методы вычисления T -напряжений внесен также в работах [7, 8]. Несмотря на достигнутые успехи в рассматриваемой области проблема оценки трещиностойкости деталей с учетом стеснения деформации по фронту трещины еще не может считаться до конца

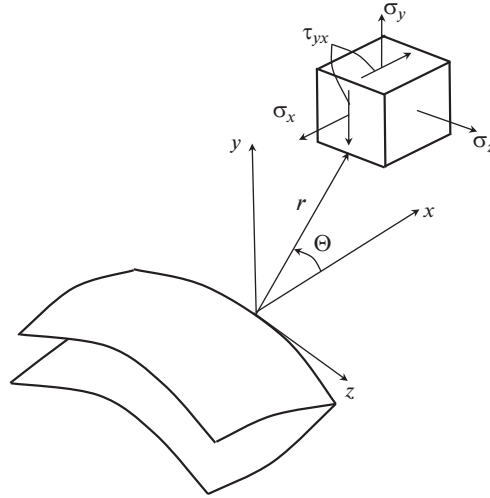


Рис. 1. Напряженное состояние по фронту трещины нормального отрыва.

решенной. В настоящее время не существует критерия хрупкого разрушения, который позволял бы проводить оценку трещиностойкости объемных деталей с трещинами с учетом двухосного стеснения деформаций. В такой критерий кроме КИН должны входить T_{xx} - и T_{zz} -напряжения. При этом с помощью лежащих в плоскости трещины и перпендикулярным фронту трещины T_{xx} -напряжений можно описать стеснение деформаций в поперечном направлении, а с помощью T_{zz} -напряжений стеснение деформаций в продольном направлении. Введение в критерий разрушения кроме T_{xx} -напряжений, еще и T_{zz} -напряжений позволяет, например, учесть влияние на трещиностойкость толщины детали. Сделать это на основании критерия, в который входят только T_{xx} -напряжения невозможно.

Целью настоящей статьи является разработка критерия разрушения, способного описать двухосное стеснение деформаций по фронту трещины нормального отрыва. Для подтверждения адекватности разработанного критерия разрушения необходимо провести верификацию, а также показать возможности его использования при оценке статической трещиностойкости.

Формулировка критерия разрушения. Для линейно-упругого изотропного объемного тела поле напряжений в окрестности фронта трещины нормального отрыва с учетом первых несингулярных членов (T_{xx} - и T_{zz} -напряжений) разложения Вильямса имеет вид [9]

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\Theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\Theta}{2} \sin \frac{3\Theta}{2} \right) + T_{xx}, & \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\Theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\Theta}{2} \sin \frac{3\Theta}{2} \right), \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\Theta}{2} \cos \frac{\Theta}{2} \cos \frac{3\Theta}{2}, & \sigma_z &= \frac{2\mu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\Theta}{2} + T_{zz}, & T_{zz} &= E\varepsilon_z + \mu T_{xx}, \end{aligned} \quad (1)$$

где σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} — компоненты напряженного состояния; T_{xx} и T_{zz} — T -напряжения, лежащие в плоскости трещины и направленные перпендикулярно и параллельно фронту трещины соответственно; ε_z — деформация вдоль фронта трещины; E — модуль Юнга; μ — коэффициент Пуассона; r , Θ — радиус-вектор и угол (рис. 1).

Согласно выражениям (1) напряжения в плоскости трещины (при $\Theta = 0$) будут равны

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} + T_{xx}, \quad \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}, \quad \sigma_z = \frac{2\mu K_I}{\sqrt{2\pi r}} + T_{zz}, \quad \tau_{xy} = 0, \quad (2)$$

где K_I — коэффициент интенсивности напряжений типа I.

Для записи критериального соотношения используем общепринятый подход, согласно которому тангенциальные напряжения в зоне предразрушения равны предельному значению. Очевидно, что для трещины нормального отрыва тангенциальными напряжениями являются напряжения σ_y . В качестве предельного напряжения будем использовать локальную прочность материала [4]. Тогда критериальное выражение, согласно (2), будет иметь

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_c}} = \sigma_0, \quad (3)$$

где σ_0 — локальная прочность материала, которая согласно (3) представляет из себя предельное значение тангенциальных напряжений в зоне предразрушения; r_c — размер зоны предразрушения.

Для каждой точки по фронту трещины рассматривается локальная система координат, ориентированная следующим образом: оси x и z лежат в плоскости трещины перпендикулярно и параллельно фронту трещины соответственно, а ось y направлена перпендикулярно плоскости трещины (рис. 1). Очевидно, что в этом случае в каждой точке фронта трещины напряжения σ_x , σ_y , σ_z будут главными.

Локальную прочность материала определим аналогично тому, как это сделано в работе [4], но с учетом не только T_{xx} -напряжений, а и T_{zz} -напряжений. Согласно (2) и (3) выражения для главных напряжений в плоскости трещины на расстоянии равном размеру зоны предразрушения от точки на фронте трещины равны

$$\sigma' = \sigma_0 + T, \quad \sigma'' = \sigma_0, \quad \sigma''' = 2\mu\sigma_0 + T_{zz}. \quad (4)$$

Подставляя главные напряжения по формулам (4) в выражение для эквивалентного напряжения σ_{eq} по критерию пластичности Хубера—Мизеса [10] и приравнявая это значение пределу текучести σ_T , придем к выражению

$$\begin{aligned} \sigma_{eq} &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma' - \sigma'')^2 + (\sigma' - \sigma''')^2 + (\sigma'' - \sigma''')^2} = \\ &= \sqrt{\sigma_0^2(1 - 2\mu)^2 + \sigma_0(1 - 2\mu)(T_{xx} - 2T_{zz}) + T_{xx}^2 + T_{zz}^2 - T_{xx}T_{zz}} = \sigma_T, \end{aligned}$$

откуда получаем квадратное уравнение относительно σ_0

$$\sigma_0^2(1 - 2\mu)^2 + \sigma_0(1 - 2\mu)(T_{xx} - 2T_{zz}) - \sigma_T^2 + T_{xx}^2 + T_{zz}^2 - T_{xx}T_{zz} = 0.$$

Пригодный корень данного уравнения дает выражение для локальной прочности материала

$$\sigma_0 = -\frac{T_{xx} - 2T_{zz}}{2(1 - 2\mu)} + \sqrt{\left(\frac{T_{xx} - 2T_{zz}}{2(1 - 2\mu)}\right)^2 + \frac{\sigma_T^2 - T_{xx}^2 - T_{zz}^2 + T_{xx}T_{zz}}{(1 - 2\mu)^2}}. \quad (5)$$

Размер зоны предразрушения определим аналогично тому, как это делается при вычислении поправки Ирвина на пластическую зону [11]. Также воспользуемся гипотезой пластичности Треска—Сен-Венана [10], но только напряжения запишем с учетом T -напряжений. Для случая $T_{xx} < 0$ главные напряжения будут равны

$$\sigma_1 = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{2\pi r_c}}, \quad \sigma_2 = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{2\pi r_c}} + T_{xx}, \quad \sigma_3 = \frac{2\mu K_{Ic}}{\sqrt{2\pi r_c}} + T_{zz},$$

где K_{Ic} — вязкость разрушения.

Тогда

$$\sigma_{\text{экв}} = \sigma_1 - \sigma_3 = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{2\pi r_c}} - \frac{2\mu K_I}{\sqrt{2\pi r_c}} - T_{zz} = \sigma_T.$$

Откуда

$$r_c = \frac{(1 - 2\mu)^2}{2\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_T + T_{zz}} \right)^2. \quad (6)$$

Следует отметить, что хотя T_{zz} в первую очередь описывают стеснение деформации вдоль фронта трещины за счет деформации ε_z , но также косвенно описывают и стеснение деформации в перпендикулярном направлении, связаны с T_{xx} (1). Если не учитывать T_{zz} и положить их равными нулю, то выражение (6) переходит в формулу для поправки Ирвина на пластическую зону при плоском деформированном состоянии [11]

$$r_c = \frac{(1 - 2\mu)^2}{2\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_T} \right)^2.$$

Подставляя в критериальное соотношение (3) локальную прочность по формуле (5) и r_c по формуле (6), получим

$$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_c}} = \frac{K_I(\sigma_T + T_{zz})}{(1 - 2\mu)K_{Ic}} = -\frac{T_{xx} - 2T_{zz}}{2(1 - 2\mu)} + \sqrt{\left(\frac{T_{xx} - 2T_{zz}}{2(1 - 2\mu)} \right)^2 + \frac{\sigma_T^2 - T_{xx}^2 - T_{zz}^2 + T_{xx}T_{zz}}{(1 - 2\mu)^2}}.$$

Тогда выражение критерия разрушения принимает вид

$$K_I \frac{2(\sigma_T + T_{zz})}{\sqrt{(T_{xx} - 2T_{zz})^2 + 4(\sigma_T^2 - T_{xx}^2 - T_{zz}^2 + T_{xx}T_{zz})} - T_{xx} + 2T_{zz}} = K_{Ic}.$$

Вводя для упрощения выражения параметры $\chi_x = \frac{T_{xx}}{\sigma_T}$, $\chi_z = \frac{T_{zz}}{\sigma_T}$, равные отношению T -напряжений к пределу текучести, и принимая левую часть уравнения за эффективный КИН придем к следующему выражению:

$$K_I^{\text{eff}} = \frac{2(1 + \chi_z)K_I}{\sqrt{(\chi_x - 2\chi_z)^2 + 4(1 - \chi_x^2 - \chi_z^2 + \chi_x\chi_z)} - \chi_x + 2\chi_z}, \quad (7)$$

где K_I^{eff} – эффективный КИН, позволяющий учитывать стеснение деформации в окрестности фронта трещины в поперечном и в продольном направлениях.

Из формулы (7) вытекает, как частный случай, выражение для эффективного КИН при плоском деформированном состоянии (ПДС). Для этого нужно учесть, что при ПДС $\varepsilon_z = 0$, и поэтому согласно (1) $T_{zz} = \mu T_{xx}$, а $\chi_z = \mu\chi_x$. При подстановке этого выражения в (7) получается формула для эффективного КИН при ПДС

$$K_I^{\text{eff}} = \frac{2(1 + \mu\chi_x)K_I}{\sqrt{(1 - 2\mu)^2\chi_x^2 + 4(1 - \chi_x^2(1 + \mu - \mu^2))} - (1 - 2\mu)\chi_x}.$$

Согласно (7) при положительных χ_x и χ_z за счет большего стеснения деформаций эффективный КИН повышается, по сравнению с обычным КИН, а при отрицательных снижается. Причем для положительных значений изменение происходит существеннее, чем для отрицательных и это отличие тем больше, чем выше абсолютное значение χ_x и χ_z . Например, для $|\chi_x| = |\chi_z| = 0.3$ изменение эффективного КИН при

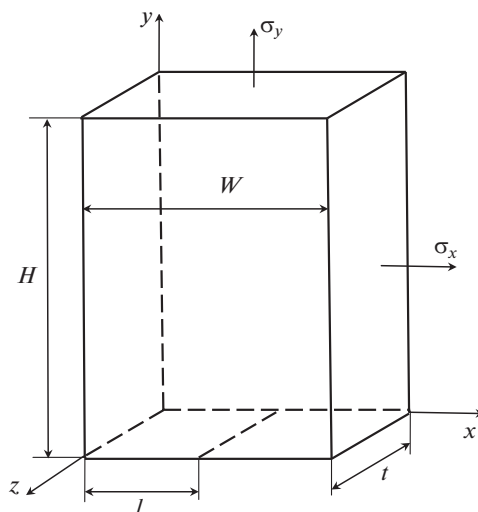


Рис. 2. Расчетная схема.

положительных значениях χ_x и χ_z на 19.7% больше, чем при отрицательных, а при $|\chi_x| = |\chi_z| = 0.6$ на 38.3% соответственно.

Для оценки трещиностойкости детали вычисляется КИН и T -напряжения по фронту объемной трещины, а по формуле (7), зная σ_t , эффективный КИН. Опасной точкой фронта будет та, в который K_I^{eff} больше.

Пример практического применения методики. В качестве примера реализации критерия разрушений рассматривалась пластина высотой $2H$, шириной $2W$ и толщиной $2t$, с соосной поперечной трещиной длиной $2l$, растянутая по двум направлениям. В силу симметричности задачи относительно трех плоскостей в качестве расчетной схемы использовалась только восьмая часть пластины (рис. 2). Для решения использовался авторский конечно-элементный комплекс. Конечно-элементная сетка формировалась следующим образом. Сначала тело пластины разбивалось на прямоугольные параллелепипеды. Причем по ширине и высоте пластина разбивалась на 20 шагов, а по толщине на 5. Шаги по высоте и толщине были постоянные, а по ширине были разные в зоне трещины и вне ее. С тем, чтобы в зоне трещины шаги были кратные длине трещины. Затем каждый параллелепипед разбивался на шесть тетраэдральных симплекс-элементов [12] одинакового объема. Количество конечных элементов в модели составляло 12 тысяч. После вычисления постоянных напряжений и деформаций в тетраэдральных конечных элементах они осреднялись по параллелепипедам.

На основании (2) T_{xx} -напряжения можно вычислить по напряжениям в плоскости трещины по формуле

$$T_{xx} = \sigma_x - \sigma_y. \quad (8)$$

При использовании формулы (8) T_{xx} -напряжения вычислялись в 5 точках на линии продолжения трещины для данной точки фронта. При этом значения для последних трех точек укладывались на прямую линию. Экстраполяция этой прямой до вершины трещины давало значение T_{xx} -напряжения в данной точке фронта трещины.

Таблица 1. Результаты тестирования программных средств

α	Y	K_I , МПа $\sqrt{м}$	$T_{xx}^{Расч}$, МПа	$\beta_{расч}$	β	δ , %
0.2	1.05	26.3	–110.3	–1.051	–1.017	3.34
0.3	1.12	34.4	–116.8	–1.042	–1.026	1.54
0.4	1.22	43.1	–125.1	–1.030	–1.034	0.389
0.5	1.33	52.7	–136.5	–1.027	–1.043	1.52
0.6	1.48	64.2	–156.9	–1.060	–1.051	0.888

Расчет T_{zz} -напряжений в заданной точке фронта трещины проводился по формуле (1) по найденным значениям T_{xx} -напряжений в этой точке и деформациям ϵ_z .

Тестирование разработанных программных средств. С целью проверки адекватности разработанных программных средств результаты численного вычисления T_{xx} -напряжений тестировались. Связь КИН с T_{xx} -напряжениями можно описать с помощью безразмерного параметра двухосности [13]

$$\beta = \frac{T_{xx}\sqrt{\pi l}}{K_I}.$$

В работе [4] предложена формула для вычисления данного параметра для растянутой постоянными напряжениями квадратной пластины с соосной поперечной сквозной трещиной

$$\beta = -(1 + 0.085\alpha), \quad (9)$$

где $\alpha = l/W$ – отношение полудлины трещины к полуширине пластины.

С высокой степенью точности КИН в такой пластине можно вычислить по формуле

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi l}Y, \quad (10)$$

где Y – поправочный коэффициент, который носит название К-тарировка.

В табл. 1 представлены результаты тестирования разработанных программных средств посредством сравнения параметра двухосности, вычисленного численно и по формуле (9). В табл. 1 приведены также значения поправочного коэффициента Y [14]. Рассматривалась квадратная пластина со стороной 200 мм и толщиной 100 мм, которая растягивалась напряжениями $\sigma_y = 100$ МПа (рис. 2). Длины трещин изменялись в интервале 40–120 мм. Кроме параметра двухосности, в таблице представлены значения КИН, T_{xx} -напряжений и погрешность численного определения β . Из таблицы видно, что численные результаты хорошо согласуются с данными, полученными по формуле (9). Максимальная погрешность вычисления β составляет 3.34%, а минимальная всего 0.389%. Средняя погрешность равна 1.54%.

Проведенное тестирование программных средств позволяет сделать вывод о возможности их использования для оценки трещиностойкости пластины со сквозной трещиной на основании разработанного критерия разрушения.

Пример реализации разработанных программных средств. В качестве иллюстрации работы разработанных программных средств на рис. 3 представлено распределение T_{xx} - и T_{zz} -напряжений по толщине пластины от свободной поверхности до середины толщины.

Рассмотрена толстостенная квадратная пластина со стороной 200 мм с поперечной сквозной соосной трещиной длиной $2l = 100$ мм, растянутая постоянным напряжением $\sigma_y = 200$ МПа. Представлены результаты для толщины $2t = 40, 100$ и 200 мм. По оси абсцисс отложена относительная координата η , равная отношению расстояния от по-

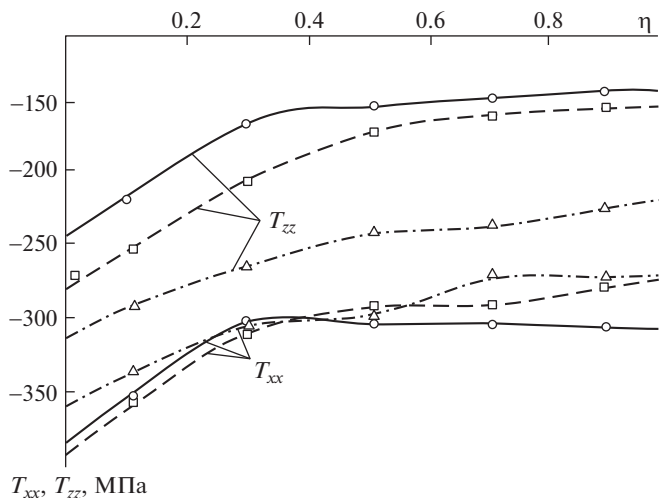


Рис. 3. Распределение T -напряжений по толщине пластины толщиной (мм): 40 — штрих-пунктирная; 100 — штриховая и 200 — сплошная линия.

верхности пластины к половине толщины. Значками указаны значения T -напряжений, которые вычислялись в процессе расчета, линии — аппроксимация. Из рисунка видно, что T_{zz} -напряжения существенно зависят от толщины пластины, в отличие от T_{xx} -напряжений, которые практически не зависят от толщины. Расчеты показали, что начиная с толщины, равной 20 мм (одна десятая от стороны пластины) и меньше T_{xx} - и T_{zz} -напряжения практически не меняются по толщине. Изменение составляет порядка трех процентов.

Результаты верификации разработанного критерия разрушения. Далее сравним расчетные результаты, полученные с использованием разработанного критерия разрушения, с опытными данными. В работе [15] проведено экспериментальное определение разрушающего напряжения при одноосном растяжении алюминиевых образцов при температуре -253°C . Рабочая часть образцов представляла из себя пластину с отношением высоты к ширине равным два с соосной поперечной сквозной трещиной. Для такой пластины для вычисления КИН можно воспользоваться формулой Фердсена [11]

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi / \sec\left(\frac{l}{2W}\right)}.$$

Данная формула справедлива для пластины с отношением высоты к ширине равным 2 и более. Механические характеристики материала согласно [15] принимались следующими: предел текучести $\sigma_t = 487.5$ МПа; вязкость разрушения $K_{Ic} = 54.95$ МПа $\sqrt{\text{м}}$. Алгоритм численного определения разрушающей нагрузки заключался в следующем. Организовывался итерационный процесс, при котором на каждой итерации задавалось растягивающее напряжение, и вычислялись T -напряжения по фронту трещины. Согласно рис. 3 максимальные в алгебраическом смысле T -напряжения возникают в точке, лежащей в середине толщины. В связи с этим максимальный эффективный КИН согласно формуле (7) получался именно в этой точке, в которой происходит наибольшее стеснение деформации. В процессе итерационного процесса подбиралось такое растягивающее напряжение, при котором максимальный

Таблица 2. Результаты сравнения расчетного и экспериментального разрушающего напряжения

$2W$, мм	$2t$, мм	$2l$, мм	K_I , МПа $\sqrt{м}$	T_x , МПа	T_z , МПа	$\sigma_{\text{экс}}$, МПа	$\sigma_{\text{Ирв}}^{\text{рас}}$, МПа	$\delta_{\text{Ирв}}$, %	$\sigma_{\text{рас}}$, МПа	δ , %
139.7	1.73	10.2	58.5	-472.9	-282.1	445.4	434.2	2.51	461.1	-3.53
139.7	1.71	12.5	60.4	-464.2	-278.8	431.6	390.2	9.59	428.9	0.626
139.7	1.71	15.5	63.6	-444.3	-269.8	424.0	349.6	17.5	404.4	4.62
170.2	1.73	21.0	67.0	-409.6	-250.0	401.6	299.7	25.4	365.4	9.01
170.2	1.72	22.6	67.1	-408.7	-252.6	396.5	288.8	27.2	352.6	11.1
170.2	1.74	26.1	68.1	-394.3	-246.8	384.1	267.6	30.3	331.6	13.7

Таблица 3. Влияние толщины тела на разрушающее напряжение

$2t$, мм	K_I , МПа $\sqrt{м}$	T_{xx} , МПа	T_{zz} , МПа	χ_x	χ_z	$\sigma_{\text{разр}}$, МПа
10	63.8	-187.4	-185.3	-0.468	-0.463	121.1
20	62.6	-177.9	-167.2	-0.445	-0.418	118.7
40	60.1	-157.5	-128.2	-0.394	-0.320	114.0
100	58.4	-151.4	-84.3	-0.379	-0.211	110.9

эффективный КИН становился равным вязкости разрушения K_{Ic} . В табл. 2 представлены результаты сравнения расчетных и экспериментальных разрушающих напряжений. Для большей иллюстративности (табл. 2) кроме экспериментальных и расчетных разрушающих напряжений, посчитанных по разработанному критерию разрушения, приведены разрушающие напряжения, полученные по однопараметрическому силовому критерию разрушения Ирвина. Также представлены значения КИН, T -напряжений и погрешности вычисления разрушающих напряжений по двум критериям.

Анализ данных (табл. 2) показывает, что разрушающие напряжения, прогнозируемые по критерию Ирвина, получаются сильно заниженными. Средняя погрешность вычисления разрушающих напряжений по этому критерию составляет 18.8%. При использовании разработанного критерия разрушения средняя погрешность более чем в два с половиной раза ниже и составляет в среднем 7.10%, что позволяет сделать вывод о целесообразности практического использования предлагаемого подхода для оценки трещиностойкости элементов конструкций.

Примеры реализации разработанного критерия разрушения. Для иллюстрации возможностей предложенного критерия разрушения рассмотрено влияние толщины нагруженной напряжениями σ_y (рис. 2) пластины со сквозной соосной поперечной трещиной на значение разрушающего напряжения. Расчет проведен для квадратной пластины со стороной 200 мм и трещиной длиной $2l = 100$ мм. При этом толщина изменялась в пределах 10–100 мм. Значение K_{Ic} принято равным 50 МПа $\sqrt{м}$, а предел текучести 400 МПа. В табл. 3 представлены результаты расчета. Кроме разрушающей нагрузки в таблице представлены значения T -напряжений и их отношений к пределу текучести. Из таблицы видно, что с уменьшением толщины пластины за счет меньшего стеснения деформаций T_{xx} - и T_{zz} -напряжения в алгебраическом смысле уменьшаются. За счет этого уменьшается и эффективный КИН, поэтому разрушающее напряжение увеличивается.

Для исследования влияния двухосности нагружения на трещиностойкость рассмотрена пластина с такими же размерами W , H и механическими характеристиками матери-

Таблица 4. Влияние двухосного растяжения на значение разрушающего напряжения

σ_x/σ_y	K_I , МПа $\sqrt{м}$	T_{xx} , МПа	T_{zz} , МПа	χ_x	χ_z	$\sigma_y^{\text{Разр}}$, МПа
1	55.1	-32.0	-79.5	0.080	-0.199	104.5
2	44.7	63.9	-64.5	0.160	-0.161	84.8
3	38.1	131.1	-55.1	0.378	-0.138	72.3

ала. Толщина пластины принята равной 100 мм. Пластина растянута по оси y (рис. 2) напряжениями $\sigma_y = \sigma$, а по оси x напряжениями $\sigma_x = \sigma, 2\sigma$ и 3σ . Следует отметить, что растягивающие напряжения σ_x не влияют на значение КИН. Результаты расчета сведены в табл. 4. Из таблицы видно, что при увеличении отношения σ_x к σ_y значения T -напряжений повышаются, причем T_{xx} -напряжения при отношении больше единицы становятся положительными. Повышение T -напряжений при увеличении σ_x приводит к повышению эффективного КИН, что приводит к снижению разрушающего напряжения σ_y . Согласно табл. 3 разрушающее напряжение при одноосном растяжении для пластины толщиной 100 мм равно 110.9 МПа, что больше разрушающих напряжений из табл. 4, которые были получены при двухосном растяжении. Таким образом, растягивающие напряжения, лежащие в плоскости трещины, приводят к стеснению деформации по фронту трещины, что приводит к увеличению эффективного КИН, и как следствие, снижению разрушающих напряжений, перпендикулярных плоскости трещины. Несмотря на то, что критерий разрушения был получен из предположения, что T_{xx} отрицательные, для положительных T_{xx} -напряжений приводит к ожидаемым результатам.

В качестве иллюстрации на рис. 4 и 5 представлено распределение T_{xx} - и T_{zz} -напряжений по толщине тела соответственно в зависимости от относительной координаты η .

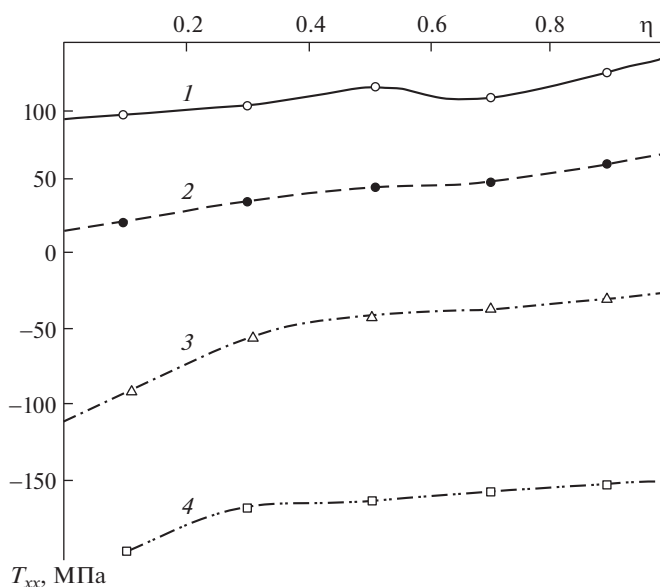


Рис. 4. Влияние двухосного растяжения на распределение T_{xx} -напряжений по толщине пластины: 1 — $\sigma_x/\sigma_y = 3$; 2 — $\sigma_x/\sigma_y = 2$; 3 — $\sigma_x/\sigma_y = 1$; 4 — $\sigma_x/\sigma_y = 0$.

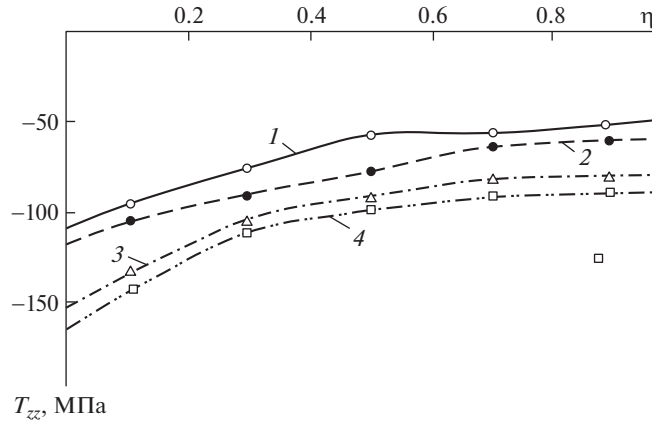


Рис. 5. Влияние двухосного растяжения на распределение T_{zz} -напряжений по толщине пластины: 1 — $\sigma_x/\sigma_y = 3$; 2 — $\sigma_x/\sigma_y = 2$; 3 — $\sigma_x/\sigma_y = 1$; 4 — $\sigma_x/\sigma_y = 0$.

Представлены зависимости для разных соотношений σ_x к σ_y , а также для одноосного растяжения. Из рисунков видно, что как T_{xx} -, так и T_{zz} -напряжения увеличиваются по мере удаления от поверхности тела и достигают максимума в середине фронта трещины. В связи с этим максимальный эффективный КИН возникает также в этой точке фронта трещины, по которой и проводилась оценка трещиностойкости.

Заключение. В настоящей статье разработан критерий разрушения, и с использованием разработанных программных средств проведена оценка статической трещиностойкости растянутой в одном или двух направлениях пластины с соосной поперечной сквозной трещиной. В результате проведенного исследования можно сформулировать следующие выводы: 1. Осуществленная верификация доказывает адекватность разработанного критерия разрушения, позволяющего учесть двухосное стеснение деформаций по фронту трещины нормального отрыва. 2. T_{zz} -напряжения существенно зависят от толщины пластины, в отличие от T_{xx} -напряжений, которые практически не зависят от толщины. 3. Максимальные T_{xx} - и T_{zz} -напряжения возникают в середине фронта трещины, поэтому наиболее опасная точка, в которой эффективный КИН имеет наибольшее значение располагается в этом месте фронта. 4. Сравнение расчетных значений разрушающих напряжений, получаемых на основе разработанного критерия, с результатами экспериментов, показало существенно более высокую точность получаемых результатов, чем в случае применения однопараметрического критерия Ирвина. Значения, рассчитанные по критерию Ирвина, получаются сильно заниженными. 5. С увеличением толщины пластины разрушающее напряжение снижается за счет повышения стеснения деформации в наиболее опасной точке, расположенной в середине фронта трещины. 6. Растягивающие напряжения, направленные вдоль линии трещины, приводят к стеснению деформации по фронту трещины, что приводит к увеличению эффективного КИН, и как следствие снижению разрушающих напряжений перпендикулярных плоскости трещины.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Черепанов Г.В. Механика разрушения. М.: Регулярная и хаотическая динамика, Институт компьютерных исследований, 2012. 872 с.
2. Добровольский Д.С. Критерии трещиностойкости нелинейной механики разрушения конструкций // Интеллектуальные системы в производстве. 2017. Т. 15. № 2. С. 23.
3. Вовк Л.П., Кисель Е.С. Моделирование распространения полуэллиптической продольной трещины на внешней поверхности полого цилиндра // Журнал теоретической и прикладной механики. 2021. № 1 (74). С. 5.
4. Матвиенко Ю.Г. Двухпараметрическая механика разрушения. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2020. 208 с.
5. Williams M.L. On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack // Journal of Applied Mechanics. 1957. V. 24 (1). P. 109.
6. Покровский А.М., Матвиенко Ю.Г., Егоров М.П. Использование двухпараметрического критерия для прогнозирования траектории роста сквозной трещины в сжатом диске // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 5. С. 43.
7. Степанова Л.В. Экспериментальное и конечно-элементное определение коэффициентов асимптотического разложения М. Уильямса у вершины трещины в линейно-упругом изотропном материале. Часть II // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2021. № 1. С. 72.
8. Степанова Л.В. Влияние высших приближений в асимптотическом разложении М. Уильямса поля напряжений на описание напряженно-деформированного состояния у вершины трещины. Часть I // Вестник Самарского университета. Естественная серия. 2021. Т. 27. № 4. С. 30.
9. Nakamura T., Parks D.M. Determination of elastic T-stress along three-dimensional crack front an interaction integral // Int. J. Solid Struct. 1992. V. 29. P. 1597.
10. Феодосьев В.И. Соппротивление материалов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2018. 544 с.
11. Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упругопластического разрушения. Основы механики разрушения. М.: Издательство ЛКИ, 2008. 352 с.
12. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975. 541 с.
13. Henning S., Kianoush M.-A. On the full set of elastic T-stress terms of integral circular cracks under mixed-mode loading conditions // Eng. Fract. Mech. 2007. V. 74. P. 2770.
14. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2-х томах. Т. 1: Пер. с англ. / Под ред. Ю. Мураками. М.: Мир, 1990. 448 с.
15. Orange T.W., Sullivan T.L., Calfo F.D. Fracture of thin sections containing through and part through cracks. Nasa TN D-6305, 1971. 22 p.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.83:629.114

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕЖИМОВ ПОДШИПНИКОВЫХ УЗЛОВ КОРОБКИ ПЕРЕДАЧ АВТОМОБИЛЯ КАМАЗ-5320 ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИХ КОНТРОЛЕПРИГОДНОСТИ

© 2023 г. Е. П. Тимашов¹, А. Г. Пастухов^{1,*}

¹Белгородский государственный аграрный университет им. В.Я. Горина, Белгород, Россия

*e-mail: pastukhov_ag@mail.ru

Поступила в редакцию 20.03.2023 г.

После доработки 10.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Представлены результаты аналитического исследования температурных режимов подшипниковых узлов коробки передач, обоснованы их диагностические критерии. Экспериментально доказана возможность практического применения автоматической термодиагностики на основе изучения тепловых режимов подшипниковых узлов.

Ключевые слова: техническая диагностика, подшипниковый узел, термодиагностика, надежность, контролепригодность, автоматическая диагностика

DOI: 10.31857/S023571192304017X, EDN: XXFHBS

Проблема обеспечения надежности узлов и агрегатов автомобилей остается актуальной в современных условиях. Поддержание требуемого уровня надежности зависит от эффективности системы технического обслуживания и ремонта, определяющим фактором которой является техническая диагностика. Целесообразно на этапах проектирования, производства и эксплуатации обеспечить высокие показатели контролепригодности, и, в конечном счете, автоматизировать процесс технической диагностики [1–4].

В современных автомобилях уже применяется автоматическая диагностика и телематические системы, однако узлы и агрегаты механических трансмиссий пока не обеспечены технологиями и средствами автоматической диагностики. Актуальность исследований в этой области безусловна, т.к., например, доля отказов подшипников коробки передач автомобиля КамАЗ достигает 43% [5, 6].

Среди методов диагностирования технического состояния узлов механических трансмиссий наиболее приемлемым для автоматизации является тепловой метод [7, 8]. Термодиагностика, наряду с вибродиагностикой, позволяет выявлять изменение технического состояния узла по уровню потерь механической энергии. Методически целесообразно измерять температуру в зоне трения, как показатель уровня потерь механической энергии, и сравнивать ее с предельным значением в 250°C [9]. Однако практическое измерение температуры в зоне трения, например, для подшипника качения, практически невозможно, к тому же, оно требует внесения существенных изменений в конструкцию узла. Для решения такой проблемы предлагается способ косвенного вычисления температуры в зоне трения с использованием температуры на доступной поверхности детали и коэффициента пропорциональности конечно-элементной модели. При этом необходимо внести минимальные изменения в конструкцию узла, например, предусмотреть крепление для датчика температуры на поверхности крышки

подшипника. Также для трехмерной конечно-элементной модели подшипникового узла необходимо установить взаимосвязь между температурой в зоне трения и температурой в зоне измерения, как коэффициент пропорциональности конечно-элементной модели. При эксплуатации автомобиля бортовая диагностическая система – регистратор неисправности трансмиссии, будет автоматически измерять температуру на поверхности, вычислять температуру в зоне трения и сравнивать ее с предельной величиной.

Применение технологии автоматической термодиагностики в своей основе должно содержать изучение тепловых режимов каждого диагностируемого узла. Расчет величины теоретической температуры в зоне трения подшипника на основе его нагрузочных режимов позволит подтвердить правильность проектирования подшипникового узла, и, что более важно, определить диагностические величины температуры при номинальных нагрузках [10].

Решение поставленной задачи проведем на примере коробки перемены передач автомобиля КамАЗ-5320, валы которой опираются на пять подшипников различных типов. Для определения номинальных нагрузок на подшипники используем режим двигателя с частотой вращения коленчатого вала 2600 об/мин при крутящем моменте 638 Нм и техническое описание коробки перемены передач без делителя.

Коробка перемены передач выполнена по трехвальной схеме с передаточными числами I, ..., V передач: 7.82; 4.03; 2.5; 1.53; 1.0. Входной вал коробки передач установлен в шариковом радиальном однорядном подшипнике с латунным сепаратором 170412 АКЛ ГОСТ 520-89, а его торец соединен с торцом выходного вала подшипником роликовым радиальным однорядным 76-592708М1 ГОСТ 520-89. Промежуточный вал установлен в двух подшипниках: передний – подшипник радиальный с короткими цилиндрическими роликами 12213 КМ ГОСТ 8328-75, задний – роликовый радиальный сферический двухрядный 53610 ГОСТ 24696-81. Передний торец выходного вала сопряжен с входным валом, и опирается на задний радиальный шариковый подшипник 50412 АК ГОСТ 2893-82. Осевые усилия от косозубых зубчатых зацеплений воспринимаются передним подшипником входного вала, задним подшипником промежуточного вала и задним подшипником выходного вала. Смазывание подшипников промежуточного вала осуществляется разбрызгиванием, остальных – под давлением.

Для расчета реакций подшипниковых опор учитываем тангенциальные (горизонтальные) и радиальные (вертикальные) нагрузки от зубчатых колес, осевые не учитываем. На рис. 1 представлена расчетная схема к определению реакций подшипниковых опор. Так как пятая передача прямая, то зубчатые зацепления не создают нагрузки на валы, поэтому работу коробки на этой передаче не рассматриваем.

При расчете тангенциальных и радиальных сил в зацеплении использованы диаметры делительных окружностей зубчатых колес, вычисленные на основании данных числа зубьев, модуля и угла наклона зубьев (табл. 1).

В опорах вычислены реакции, начиная с выходного вала (рис. 1, позиция 3). При расчете использованы вертикальные и горизонтальные проекции и размеры участков вала на каждой передаче, расчет выполнялся в двух плоскостях с учетом направлений векторов сил, в табл. 2 занесены величины суммарных реакций в опорах *A* и *D* по модулю. Затем выполнен аналогичный расчет реакций опор промежуточного вала (рис. 1, позиция 2) *B* и *C* с учетом двух действующих сил – от зубчатого зацепления привода промежуточного вала и от сил в зацеплении каждой из передач. Входной вал (рис. 1, позиция 1) передним торцом установлен в подшипнике торца коленчатого вала двигателя, ввиду его минимальных нагрузок этот подшипник не рассматриваем и определяем только реакцию в опоре *E*. При расчете входного вала использована нагрузка от его зубчатого зацепления, а также консольная сила в опоре *D*, вычисленная при расчете реакций выходного вала.

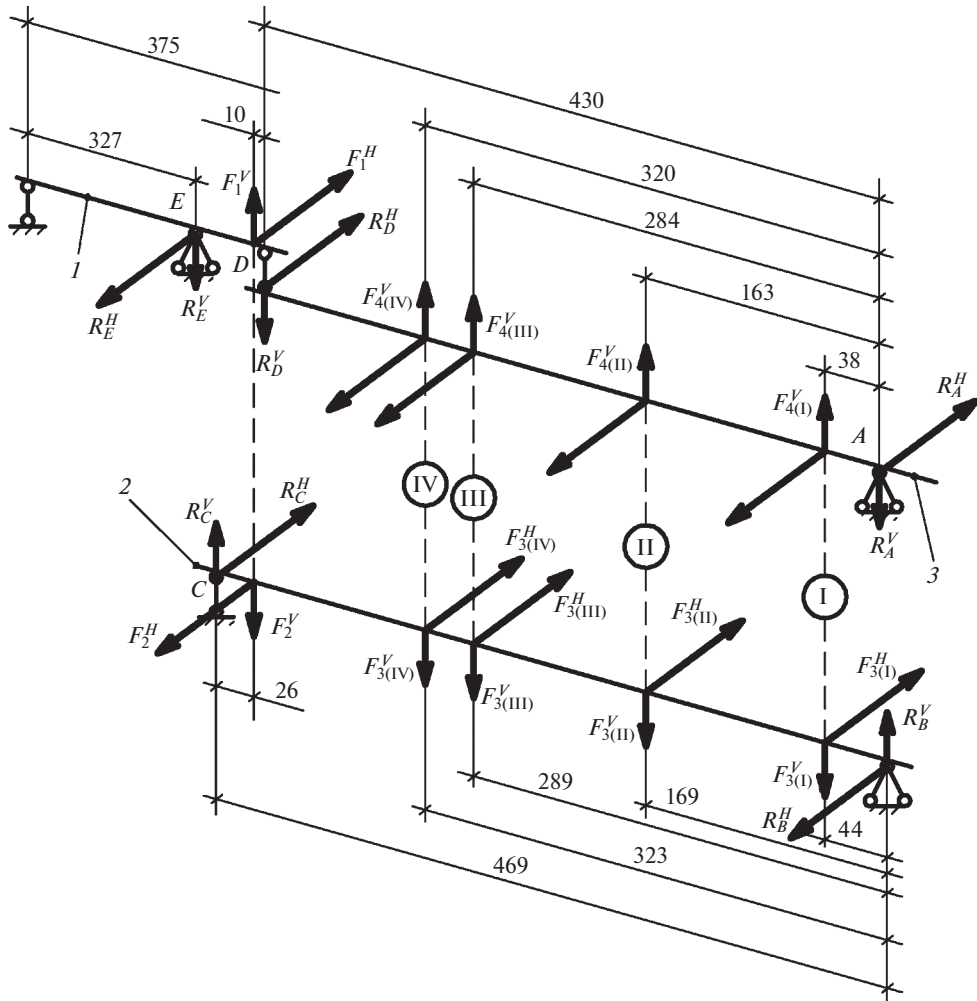


Рис. 1. Схема расчета реакций подшипниковых опор: 1 – входной вал; 2 – промежуточный вал; 3 – выходной вал; I, II, III, IV – номера передач; A, B, C, D, E – подшипниковые опоры; $F_{1...4}^H$ – горизонтальные проекции сил в зацеплении; $F_{1...4}^V$ – вертикальные проекции сил в зацеплении; $F_{A...E}^H$ – горизонтальные проекции реакций опор; $F_{A...E}^V$ – вертикальные проекции реакций опор.

Частоту вращения в опоре A принимаем, как частоту вращения выходного вала на каждой передаче при частоте вращения коленчатого вала двигателя 2600 об/мин. Частоту вращения в опорах B и C принимаем, как постоянную, зависящую от передаточного числа привода промежуточного вала. Так как подшипник в опоре D соединяет входной и выходной валы, вращающиеся в одном направлении с разной частотой, то его частоту вращения определяем как разность между вращением этих валов. Частоту вращения в опоре E принимаем постоянной, как частоту вращения коленчатого вала двигателя (табл. 2).

Таблица 1. Результаты расчета сил в зацеплении

Параметр	Привод промежуточного вала	Передачи			
		I	II	III	IV
Число зубьев (вх/вых)	25/46	12/51	21/46	28/38	36/30
Модуль, мм	4.25	5	4.5	4.5	4.5
Угол наклона зубьев	18°	0°	17°	19°31′	21°
Диаметр делительной окружности (вх.), мм	111.7	60.0	98.8	133.3	173.5
Диаметр делительной окружности (вых.), мм	205.6	255.0	216.5	180.9	144.6
Тангенциальная сила, кН	11.2	36.1	21.9	16.3	12.5
Радиальная сила, кН	4.08	13.1	7.97	5.92	4.53

Таблица 2. Результаты расчета подшипниковых опор

Подшипниковые опоры		Передачи			
		I	II	III	IV
Реакции, кН	A	35.0	14.5	5.88	3.39
	B	34.3	14.4	6.15	3.64
	C	8.81	7.24	7.52	7.24
	D	3.39	8.84	11.4	9.86
	E	10.6	8.55	9.04	8.61
Частота вращения, об/мин	A	333	645	1040	1700
	B	1412	1412	1412	1412
	C	1412	1412	1412	1412
	D	2267	1955	1560	900
	E	2600	2600	2600	2600
Температура, °C	A	182.9	106.6	55.3	41.0
	B	377.5	158.6	67.7	40.1
	C	156.3	128.4	133.5	128.4
	D	95.6	230.7	265.7	172.2
	E	159.6	120.4	135.9	129.3

Для расчета температуры в зоне трения применим аналитическую модель оценки температуры в зоне трения подшипникового узла, разработанную авторами, с учетом влияния конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов

$$\Theta_F = \frac{\delta f F \omega}{2h \left(\lambda \sqrt{\frac{2\alpha(h + \pi r)}{\lambda h \pi r}} + k' \rho c \cdot 2.6 \sqrt{\frac{a \omega r}{\lambda_R}} \right)},$$

где Θ_F – температура в зоне трения, °C; δ – коэффициент распределения теплоты между трущимися телами; f – коэффициент трения; F – нагрузка на подшипник, Н; ω – угловая скорость, с⁻¹; h – длина шипа, м; r – радиус шипа, м; λ – теплопроводность, Вт/м°C; m ; α – коэффициент теплоотдачи поверхности, Вт/м²°C; k' – коэффи-

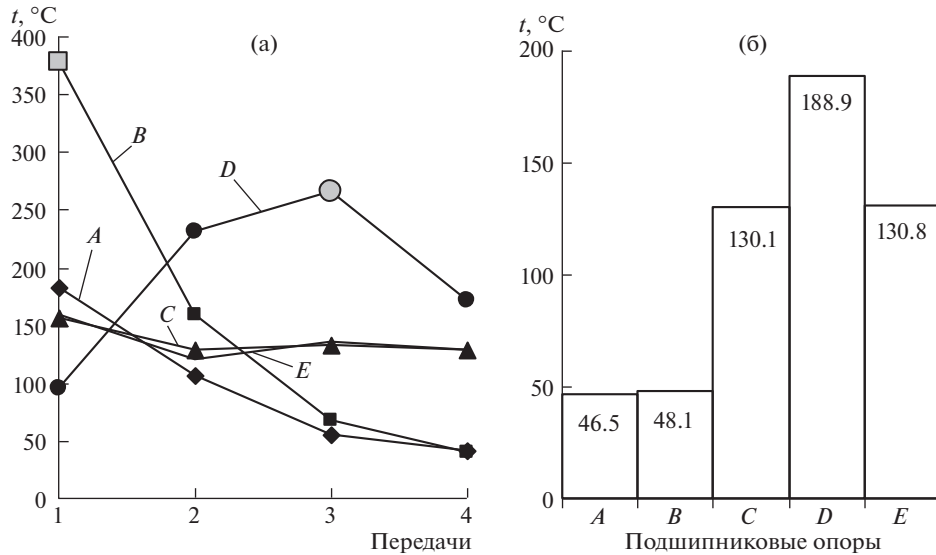


Рис. 2. Результаты расчета температуры в зоне трения: (а) — температура в зоне трения на каждой передаче, (б) — усредненная температура в зоне трения каждой подшипниковой опоры (A, B, C, D, E).

коэффициент пропорциональности; ρ — плотность материала кг/м^3 ; c — удельная теплоемкость $\text{Дж/кг}^\circ\text{C}$; a — коэффициент температуропроводности $\text{м}^2/\text{с}$; λ_R — длина волны неровностей на трущейся поверхности, м.

Приведенная аналитическая модель используется для расчета подшипников скольжения, поэтому заменим подшипник его условной моделью, где ширина подшипника приравняется к длине шипа h , а радиус шипа r вычисляется как четверть от суммы внутреннего и наружного диаметров. Результаты расчета температуры в зоне трения представлены в табл. 2.

Так как коробка передач автомобиля КамАЗ эксплуатируется на V передаче 70% времени, то на работу остальных передач приходится 30% от общего времени эксплуатации. Так как тепловой поток есть функция от приращения температуры и времени, то можно определить усредненную величину температуры, приняв работу на I, ..., IV передачах за 100% времени. Тогда доля работы на I передаче 2%, на II передаче 6%, на III передаче 25.3%, на IV передаче 66.7% [11]. На рис. 2 представлены результаты расчета температуры в зоне трения.

Анализ графика (рис. 2а) показывает, что в опоре B (задний подшипник промежуточного вала) при работе на I передаче, температура значительно превышает предельное значение в 250°C . Объяснить несоответствие рассчитанной температуры реальным показателям надежности можно тем, что I передача при эксплуатации автомобиля используется минимальное время, за которое подшипник не успевает достичь предельной температуры. Также отмечено превышение предельной температуры в опоре D (передний подшипник выходного вала) на III передаче. Однако этот подшипник обеспечен подачей смазочного материала под давлением, что способствует более эффективному теплоотводу. К тому же, график усредненных температур (рис. 2б) показывает, что ни в одной из опор предельная температура не достигнута. Полученные величины усредненных температур могут служить диагностическими критериями работы при номинальных нагрузках.

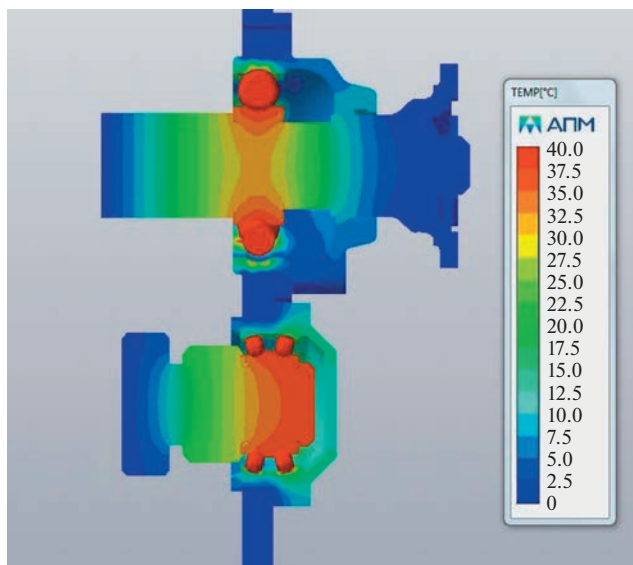


Рис. 3. Карты температурных полей к определению коэффициентов пропорциональности конечно-элементной модели.

При термодиагностике предполагается косвенное измерение температуры в зоне трения, для чего определим коэффициент пропорциональности конечно-элементной модели фрагмента коробки передач с подшипниковыми опорами *A* и *B*. На рис. 3 показаны карты температурных полей исследуемых узлов для вычисления коэффициентов пропорциональности конечно-элементных моделей. При расчете коэффициентов пропорциональности конечно-элементной модели зоны трения подшипников последовательно нагружались температурой от 0 до 24°C, а по полученным картам температурных полей определяли температуру на поверхностях крышек подшипников. В результате установлена прямая пропорциональная зависимость между температурой в зоне трения и температурой на поверхности узлов с коэффициентами $k_A = 0.344$, $k_B = 0.328$. Таким образом для подшипниковой опоры *A* при температуре в зоне трения 46.5°C температура на поверхности крышки подшипника будет на 16°C превышать температуру окружающего воздуха; для подшипниковой опоры *B* при температуре в зоне трения 48.1°C температура на поверхности крышки подшипника будет на 15.8°C превышать температуру окружающего воздуха.

Для экспериментальной проверки полученных результатов было проведено тепловизионное наблюдение поверхностей крышек подшипниковых опор *A* и *B* при температуре окружающего воздуха 16.7°C. Измерение температуры крышек показало, что превышение температуры окружающего воздуха у опоры *A* составило 18.2°C, для опоры *B* 18.4°C. Сходимость теоретических и экспериментальных величин показывает эффективность и возможность практического применения автоматической термодиагностики на основе изучения тепловых режимов подшипниковых опор коробки передач.

Выводы. 1. Результаты теоретического исследования показали значимость изучения теплового режима узлов механических трансмиссий на основе силовых и кинематических факторов эксплуатации. **2.** Получены расчетные величины температур подшипниковых узлов коробки передач автомобиля КамАЗ-5320, дано их аналитическое обоснование; определены величины усредненных температур — диагностических кри-

териев. 3. Экспериментальная проверка полученных результатов показала их сходимость, и подтвердила возможность практического применения автоматической термодиагностики на основе изучения тепловых режимов подшипниковых опор коробки передач.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Костомахин М.Н., Катаев Ю.В., Петрищев Н.А. и др. Система дистанционного мониторинга технического состояния с функцией контроля соблюдения режимов мобильных энерго-средств // Вестник машиностроения. 2022. № 1. С. 67.
2. Катаев Ю.В., Герасимов В.С., Тишанинов И.А. Использование систем бесконтактной диагностики при техническом обслуживании энергонасыщенной сельскохозяйственной техники // Технический сервис машин. 2022. № 2 (147). С. 60.
3. Щукина В.Н., Девянин С.Н., Казанцев С.П., Матвеев А.И. Проектирование интеллектуальной системы контроля технического состояния парка мобильных машин // Агроинженерия. 2022. Т. 24. № 5. С. 52.
4. Пастухов А.Г., Тимашов Е.П. Проектирование контролепригодных узлов механических трансмиссий // Вестник машиностроения. 2021. № 7. С. 22.
5. Лянденбургский В.В., Тарасов А.И., Нефедов М.В., Боровков В.Н. Анализ неисправностей коробок перемены передач автомобилей КамАЗ // Интернет-журнал Науковедение. 2014. № 5 (24). С. 153.
6. Кулаков О.А. Обоснование новой методики диагностирования опорных подшипников коробки передач автомобиля КамАЗ в эксплуатации // Научно-технический вестник Поволжья. 2018. № 2. С. 25.
7. Албагачиев А.Ю., Михеев А.Н., Тананов М.А., Тохметова А.Б. Определение температуры нагрева смазочного слоя при трении // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 5. С. 93.
8. Габитов И.И., Неговора А.В., Разяпов М.М. Оперативный мониторинг и управление температурными режимами ресурснозначимых агрегатов автотракторной техники // Технический сервис машин. 2021. № 1 (142). С. 89.
9. Методика ускоренных испытаний карданных передач сельскохозяйственных машин. Руководящий технический материал РТМ 23.2.74-79. М.: ВИСХОМ, 1980. 40 с.
10. Гриценко А.Е., Серегин А.А. Силовой анализ главной передачи ведущего моста трактора "Кировец" // Активная честолюбивая интеллектуальная молодежь сельскому хозяйству. 2022. № 1 (12). С. 42.
11. Проектирование трансмиссий автомобилей. Справочник / Под общ. ред. А.И. Гришкевича. М.: Машиностроение, 1984. 272 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.81:669.017

ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ПОКРЫТИЯХ, ОБРАЗОВАННЫХ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОИСКРОВОЙ ОБРАБОТКИ

© 2023 г. И. Н. Кравченко^{1,*}, С. А. Величко², В. А. Денисов³, П. В. Чумаков²,
А. С. Апатенко⁴, О. В. Бармина¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова, Москва, Россия

²Национальный исследовательский Мордовский государственный университет им. Н.П. Огарева,
Саранск, Мордовия, Россия

³Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ, Москва, Россия

⁴Российский государственный аграрный университет – МСХА им. К.А. Тимирязева, Москва, Россия
*e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru

Поступила в редакцию 11.11.2022 г.

После доработки 10.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Статья посвящена обзору и анализу результатов исследования влияния электроискровой обработки на остаточный предел выносливости деталей, а также определению степени влияния электроискровой наплавки на усталостную прочность деталей автотракторной техники, восстановленных методом электроискровой обработки. Приведены рациональные технологические режимы нанесения электроискровых покрытий и укатки при поверхностном пластическом деформировании электроискровых покрытий, применяемых при восстановлении изношенных деталей.

Ключевые слова: предел выносливости, остаточные напряжения, поверхностное пластическое деформирование, усталостная прочность, электроискровая обработка, восстановление деталей

DOI: 10.31857/S0235711923040077, **EDN:** XVKCJX

При разработке технологии восстановления изношенных деталей с использованием метода электроискровой обработки, например, поршневых пальцев, поворотных кулаков, шатунов, коленчатых и распределительных валов, полуосей, валов коробок передач и т.д., подвергающихся в процессе эксплуатации трещинообразованиям и разрушениям, необходимо решить задачу, заключающуюся в оценке влияния электроискровой обработки на остаточный предел выносливости восстановленной детали.

Внутренние напряжения, уравновешенные в малых объемах металла и соизмеримые с размерами отдельных зерен, оказывают существенное влияние на их сопротивление усталости и износостойкость рабочих поверхностей. Так, для определения напряжений на поверхности детали используют выражение

$$\sigma_0 = E(1 - \gamma_1/\gamma_2), \quad (1)$$

где E – модуль упругости исходного материала; γ_1, γ_2 – плотность структуры исходного материала и измененной структуры соответственно.

При $\gamma_1 < \gamma_2$ на поверхности создаются остаточные напряжения растяжения, а при $\gamma_1 > \gamma_2$ – остаточные напряжения сжатия.

Следует учесть, что уменьшение плотности и связанное с этим появление благоприятных сжимающих остаточных напряжений только способствует повышению вы-

носливости деталей, а решающим фактором остается структурная прочность самого материала.

В первом приближении, относительную усталостную прочность детали после доремонтного или межремонтного периода эксплуатации можно рассчитать по формуле

$$n_{\sigma} = \frac{\sigma_{-1, \Theta}}{\sigma_{-1, H}} \times 100\%, \quad (2)$$

где $\sigma_{-1, \Theta}$ — остаточный предел выносливости детали после эксплуатации; $\sigma_{-1, H}$ — предел выносливости новой детали.

Для определения значений $\sigma_{-1, \Theta}$ и $\sigma_{-1, H}$ проводятся натурные испытания деталей или фрагментов, вырезанных из натурной детали.

По данным экспериментальных исследований [1–3], для описания кривых усталости предложена теоретически обоснованная математическая модель

$$\frac{\sigma_{-1\Theta}}{\sigma_a} = 1 - \exp \left[- \left(\frac{N_{\Theta}}{A_{\Theta}} \right)^{B_{\Theta}} \right], \quad (3)$$

где σ_a — амплитуда напряжения в опасном сечении вала; $\sigma_{-1\Theta}$ — предел выносливости детали при вероятности разрушения Θ и числе циклов N_{Θ} ; A_{Θ} , B_{Θ} — параметры функции Θ , определяемые по экспериментальным данным.

Математическая модель (3) позволяет оптимально планировать ускоренные стендовые испытания деталей, и с высокой достоверностью строить кривые равной вероятности распределения пределов выносливости новых и восстановленных деталей, а также деталей из ремонтного фонда.

Например, практически для всех типов автотракторных коленчатых валов определены значения коэффициентов A_{Θ} и B_{Θ} . При известных значениях этих коэффициентов достаточно испытать на одном или двух уровнях нагрузки по три детали (образца), чтобы определить их предел выносливости до 10^7 – 10^9 циклов нагружения.

Результаты исследований деталей, восстановленных методом электроискровой обработки, показали, что усталостные трещины с большей вероятностью наблюдаются только в тех случаях, когда в поверхностном слое деталей в процессе эксплуатации действуют напряжения растяжения. Напряжение в поверхностном слое представляет собой алгебраическую сумму рабочих и остаточных напряжений. Если остаточные напряжения сжатия больше рабочих напряжений растяжения, то в поверхностных слоях не будут образовываться микротрещины или с учетом возможной релаксации остаточных напряжений в процессе эксплуатации повреждения возникнут значительно позже.

Эффективным методом создания технологических остаточных напряжений сжатия в поверхностном слое является поверхностное пластическое деформирование (ППД) на рациональных режимах, без перенаклепа.

Целью статьи является обобщение экспериментальных данных и анализ результатов исследования по влиянию электроискровой обработки металлов и поверхностного пластического деформирования на их усталостную прочность.

Методика проведения исследований. Остаточные напряжения на кольцевых образцах определялись методом последовательного удаления слоев [2]. Относительные деформации определялись с помощью тензорезисторов 2ПКБ-10-200. На каждый образец перед испытанием, на равных расстояниях друг от друга, наклеивались по два тензодатчика. Для замера относительных деформаций в процессе снятия тонких слоев активные и компенсационные тензодатчики включались во внешний полумост мостовой схемы прибора ИДЦ-1. Внутренний полумост смонтирован в цифровом измерителе деформации. Компенсационные датчики предназначены для уменьшения температурной погрешности и представляют собой такие же тензодатчики, наклеенные на кольца из того же материала, что и исследуемые образцы.

Таблица 1. Результаты исследования предела выносливости валов с электроискровым покрытием

Покрытие	Предел выносливости валов			
	Без мехобработки		Шлифованные	
	МПа	%	МПа	%
Сталь 45, без покрытия	265	100	265	100
Наплавленные:	—	—	—	—
сталью У12	210	79.3	240	90.0
сталью ХВГ	200	75.6	250	94.2
сталью ЛГ13	160	60.5	200	75.6
серым чугуном	180	68.0	220	83.0
сормайт № 2	160	60.5	210	79.3

Перед удалением первого тонкого слоя проводились многократные измерения нулевых показаний. Образцы растачивались на токарном станке, на каждой ступени фиксировались окружные деформации и проводился замер внутреннего диаметра образца. По вышеописанной методике на внутреннюю поверхность расточенного кольцевого образца наклеивались тензодатчики. Снимались нулевые показания, а затем образцы обтачивались на токарном станке с замером деформаций. По полученным и обработанным статистическими методами данным строилась единая деформационная кривая.

При построении единой деформационной кривой деформации рассчитывались по формуле

$$\epsilon_1 = -\epsilon_r \frac{R_2^2 - r^2}{r^2 - R_1^2}, \quad (4)$$

где ϵ_r — деформации расточки; ϵ_1 — деформации обточки; R_1 — внутренний радиус кольца; R_2 — наружный радиус кольца.

Окружные остаточные напряжения рассчитывали по методу Г. Закса [4, 5] при модуле упругости $E = \text{const}$

$$\sigma = -E \left[\frac{r^2 - R_1^2}{2r} \frac{d\epsilon}{dr} + \frac{r^2 + R_1^2}{2r^2} \epsilon(r) \right]. \quad (5)$$

Результаты исследований и обсуждение. *Первый этап исследований* заключался в проведении испытаний на усталость лабораторных образцов, восстановленных методом электроискровой обработки. В работах [6–8] приведены некоторые результаты оценки влияния ЭИО на усталостную прочность нормализованной стали 45. Эксперименты были проведены с круглыми образцами диаметром 9.48 мм, на которые были нанесены покрытия толщиной 0.2 мм на сторону, сталями У12, ХВГ и ЛГ13, серым чугуном и сормайт № 2. После наплавки образцы шлифовались с припуском 0.1 мм. Испытания проводились на изгиб с вращением на базе 5 миллионов циклов. Результаты испытания приведены в табл. 1.

Из табл. 1 следует, что после электроискровой наплавки валов без механической обработки, наблюдается снижение предела выносливости до 39.5%, а после шлифовки происходит некоторое упрочнение, вследствие которого снижение предела выносливости не превышает 24.4%. Можно предположить, что механизм упрочнения после шлифовки сводится к снижению поверхностных остаточных растягивающих напряжений.

Таблица 2. Влияние материала электродов на усталостную прочность валов из стали 45

Материал основы и электрода	Предел выносливости		Материал основы и электрода	Предел выносливости	
	МПа	%		МПа	%
Сталь 45 (нормал.)	260	100%	сталь 45 (нормал.)	260	100%
ZrB ₂ + 5%Mo	223	88.8	Cr ₃ C ₂ + 15%Ni	194	74.6
TiC + 30%Fe	213	82.0	Cr ₃ C ₂	194	74.6
TiC	212	81.5	B ₄ C	193	74.2
TiC + 30%1X18H9T	208	80.0	T15K6	173	66.5
NbC	204	78.5	TiB ₂	183	70.4
ZrN	203	78.0	ZrB ₂	210	80.8
BK3	203	78%	BK6-ОМ	208	80.0
Сталь 2X13 (закал.)	450	100%	Сталь 2X13 + FeCr [1]	235–286	52–64

Таблица 3. Режимы установки ЭФИ-25М*

№	Напряжение холостого хода, В	Ток короткого замыкания, А	Рабочий ток, А
1	21–29	20–28	9–15
2	35–37	65–75	39–45
3	35–37	135–150	70–85

* Емкость накопительных конденсаторов 300 мкФ; максимальная энергия единичных импульсов 0.09–1.1 Дж.

В табл. 2 приведены результаты усталостных испытаний валов из стали 45, на поверхность которых, методом ЭИО, нанесены твердые сплавы. Из табл. 2 следует, что при электроискровой обработке твердыми сплавами, предел выносливости исходной детали снижается до 33.5%. Авторы статьи считают, что снижение предела выносливости стальных валов, обработанных твердыми сплавами T15K6, TiB₂ и B₄C, связано с наличием в поверхностных слоях высоких остаточных напряжений растяжения.

По данным исследований [5, 6] проведены усталостные испытания гладких валов из нормализованной стали 40X (предел выносливости 316.0 МПа), подвергнутых электроискровой обработке различными электродами на установках ЭФИ-25М и ЭФИ-25А на трех режимах с частотой импульса 100 Гц (табл. 3).

Электроискровая обработка проводилась на токарном станке с частотой вращения вала-образца 0.558 об/с при помощи вращающегося с частотой 3.33 об/с электрододержателя, состоящего из пяти электродов, при подачах электродов 0.125; 0.2 и 0.5 мм/об.

По результатам исследования усталостных испытаний наплавленных валов, было установлено, что их предел выносливости снижается до 50%. Общей тенденцией для валов, обработанных сталью X18H9T, является то, что с ростом энергии разряда единичного импульсного тока предел выносливости уменьшается, а с увеличением подачи электрода растет.

При электроискровой обработке валов сталью 10 на первом режиме установки ЭФИ-25М, наименьший предел выносливости наблюдался на первой подаче электрода, а наибольший на третьей подаче. При переходе на второй режим обработки, предел выносливости растет на подачах 1 и 2, а на третьей уменьшается. После перехода на третий режим обработки на третьей подаче электрода, предел выносливости растет, а на 1 и 2 подачах уменьшается.

Наибольшее падение предела выносливости валов обнаружено при электроискровой обработке электродом У8А. На первом режиме обработки наименьший предел вы-

Таблица 4. Режимы обработки и материал электрода при электроискровой наплавке на сталь 45

Материал электрода	Режимы нанесения покрытия			
	$I_{кз}, A$	U_{xx}, B	I_p, A	U_p, B
ВК8, Т15К6, Мо, Nb, Г13, феррохром	260	35	100	25
ВК8 + графит, феррохром + графит, хром электролитический + графит (при $C = 600$ мкФ)	160	22	15	25

Исходный предел выносливости нового вала составлял 240 МПа.

носливости на первой подачи электрода, наибольший на второй подаче. С переходом на второй режим обработки наименьший предел выносливости наблюдается на третьей подаче электрода, наибольший на второй подаче. На третьем режиме обработки наибольший предел выносливости достигается на третьей подаче.

Наименьшее падение предела выносливости обнаружено при обработке электродом из стали 45 на первом режиме. На втором режиме обработки происходит падение предела выносливости валов на всех трех подачах электрода, а на третьем режиме обработки и подачи электрода предел выносливости вала повышается до уровня первого режима.

Для определения влияния остаточных напряжений на сопротивление усталости обработанных методом ЭИО валов, испытывались валы диаметром 40 мм, изготовленные из нормализованной стали 45, на поверхность которых установкой БИГ-5 нанесены различные материалы (табл. 4).

Результаты исследования физико-механических свойств покрытий, их толщины и сплошности приведены в табл. 5. После электроискровой обработки (табл. 5) на поверхностях действуют неблагоприятные остаточные растягивающие напряжения, снижающие предел выносливости наплавленных валов.

Анализ данных табл. 5 показывает, что при дополнительном легировании наращенных поверхностей в одних случаях, например ВК8, сопровождается ростом растягивающих остаточных напряжений (серии 1 и 8), в других (FeCr), наоборот, их снижением (серии 6 и 8). Косвенным фактором, следующим из табл. 5 (серии 4 и 5) является то, что с уменьшением сплошности покрытия остаточные растягивающие напряжения также снижаются.

Испытания на усталость валов из нормализованной стали 45 диаметром 45 мм, при циклической нагрузке, показали, что предел выносливости восстановленных гальваническим хромом, гальваническим хромом + С, ВК8, FeCr, FeCr + С валов, составляют соответственно 190, 175, 150, 125 и 110 МПа, т.е. 79.0, 73.0, 62.5, 52.0 и 46.0% от эталона. Следовательно, легирование наплавленных поверхностей графитом приводит дополнительно к снижению предела выносливости валов на 8 и 12%.

Действие остаточных напряжений подобно влиянию постоянных (средних) напряжений на циклическую прочность деталей и может изменять предельные амплитуды напряжения σ_a по зависимости [9]

$$\sigma_a = \sigma_{-1} - \psi_\sigma \sigma_0, \quad (6)$$

где σ_{-1} — предел выносливости детали при циклической нагрузке, при $\sigma_0 \approx 0$; ψ_σ — коэффициент влияния остаточных напряжений растяжения на предел выносливости детали; σ_0 — остаточные напряжения растяжения.

Сильное влияние остаточных напряжений на усталостную прочность наблюдается для высокопрочных металлов и более слабое — для мягких пластичных сталей. Таким образом, покрытия, полученные электроискровой обработкой, как правило, приводят к снижению усталостной прочности восстановленной детали. Поэтому в технологиче-

Таблица 5. Характеристики поверхностных слоев валов, наплавленных электроискровым способом различными электродами

№	Материал электрода	Микротвердость слоя, МПа		Толщина слоя, мкм		Сплошность слоя, %		Остаточные напряжения растяж., МПа	
		белого	диффузионного	белого	диффузионного	белого	диффузионного	осевые	тангенциальные
1	BK8	9350	3730	50–140	50–140	70	82	145	204
2	T15K6	8630	5930	40–80	20–50	66	87	168	158
3	Mo	8750	5170	30–160	60–70	78	88	115	144
4	Nb	9800	5900	50–160	120–200	100	100	230	324
5	Г13	7400	5420	10–20	40–90	33	62	78	79
6	FeC	8320	5030	30–80	30–60	75	89	192	189
7	BK8+C	8800	6070	20–40	40–60	35	67	165	186
8	FeCr+C	7750	5950	40–80	60–100	89	94	62	89
9	Cr (электр.) + C	6850	—	~155	—	98	—	74	74
10	Cr (электр.)	9400	—	~155	—	—	—	29	29

ский процесс восстановления деталей методом электроискровой обработки при необходимости следует вводить упрочняющую обработку, в частности, обкатку поверхности роликом или шариком [10–12].

На образцах размером $120 \times 20 \times 2$ мм, изготовленных из нормализованной стали 45, исследовали эффективность влияния ППД на текстуру и остаточные напряжения покрытий. На образцах диаметром 40 мм и длиной 175 мм, изготовленных из нормализованной стали 45, исследовали эффективность влияния ППД на текстуру и сопротивление усталости. Покрытие наносилось ручным вибратором на режиме 8 ($J_p = 10.5 \pm \pm 2.4$ А, частота импульса тока $\nu = 220$ Гц, $U_p = \sim 60$ В и $C = \sim 1560$ мкФ) установки “БИГ-5”. Технологические параметры упрочнения имели следующие значения: наружный диаметр ролика 45 мм; профильный радиус 2 мм; усилие обкатки 200–500 Н; подача 0.1–0.2 мм/об; угловая скорость вращения образца 60 мин^{-1} . Глубина укатки наплавленной поверхности составляла 0.15–0.5 толщины покрытия.

Внешний вид металлических поверхностей, полученных в результате электроискровой обработки, отличен от вида поверхностей, полученных механической обработкой и электроискровой обработки в жидкости. После сглаживания случайно прилипших частичек распыленного металла на поверхности остаются равномерно расположенные скругленные сферические выступы и впадины. Микрорельеф имеет практически одинаковые свойства по всем направлениям и без гребешков, как после механической обработки.

После укатки поверхностей роликами, параметры шероховатости профиля существенно меняются, и комплексный параметр шероховатости снижается от двух до десяти и более раз. В табл. 6 приведены некоторые результаты физических исследований покрытий, образованных методом электроискровой обработки различными электродами.

Таблица 6. Характеристики поверхностных слоев валов, наплавленных методом электроискровой обработки, различными электродами

№ п/п	Материал электрода	Микротвердость слоя, МПа		Толщина слоя, мкм		Сплошность слоя, %		Остаточные напряжения растяж., МПа	
		белого	диффузионного	белого	диффузионного	белого	диффузионного	осевые	тангенциальные
1	20Х13	6600	4100	70–160	40–130	72	88	125	180
2	65Г	8900	6100	80–180	40–90	85	90	160	170
3	Серый чугун	5600–7900	4000	60–150	50–80	80	90	130	1175
4	ШХ-15	9000–9800	6900	80–170	70–130	80	90	135	124
5	Cr	7700–9800	6100	50–90	40–80	80	90	160	170
6	Медь	2600–5000	2600	60–80	20–40	90	95	80	80

Микроструктура получаемых слоев свидетельствует, что под действием электрических импульсов в них протекают весьма сложные процессы. При укатке поверхностей, образованных методом электроискровой обработки, со степенью наклепа $\sim 20\%$, глубина наклепанного слоя составляет $\sim 35\%$ белого слоя, величина осевого остаточного напряжения сжатия – (220–280) МПа, а шероховатость участков опорной поверхности (1.4–2.1) Ra .

Усталостные испытания образцов деталей, поверхности которых наплавлены методом электроискровой обработки различными электродами и укатанными роликами показали, что относительный предел выносливости составляет от 1.1 до 1.25.

Экспериментальные данные показали, что усталостная прочность сталей после ЭИО и ППД роликами определяется не только уровнем остаточных напряжений сжатия в поверхностном слое, но также и глубиной зоны их распространения и градиентом изменения по глубине. Увеличение глубины зоны распространения остаточных напряжений сжатия до определенного предела (устанавливается экспериментально) влияет на повышение усталостной прочности сильнее, чем увеличение напряжения сжатия в тонком приповерхностном слое.

Второй этап исследований заключался в испытаниях на усталость восстановленных методом ЭИО натурных деталей. При этом обследованию подлежали коленчатые валы двигателей внутреннего сгорания с задирами шатунных и коренных шеек и трещинами [13, 14], результаты которых приведены в табл. 7.

При заедании подшипниковых узлов происходит проворот вкладышей, схватывание рабочих поверхностей с выделением в зоне трения больших температур. Значительная часть тепла идет на нагрев поверхности шеек, что приводит к отпуску закаленных слоев.

Металлографические исследования показали, что в процессе заедания происходит изменение структуры металла и снижение твердости приповерхностных слоев металла до 50%.

В связи с этим было проведено экспериментальное исследование по восстановлению и закалке коренной шейки со следами заедания, коленчатых валов двигателей Д-240, снятых с доремонтного периода эксплуатации, электроискровым способом. Закалка шейки с одновременным нанесением покрытия толщиной до 0.120 мм проводилась

Таблица 7. Распределение коленчатых валов (КВ) с задирами шеек и трещинами

Тип коленчатого вала	Объем выборки	Число КВ с задирами шеек/трещинами	Доля КВ с задирами шеек/трещинами, %
КамАЗ-740 (дорем. экспл.)	557	117/51	21.2/9.2
ЯМЗ-238НБ (всего):	176	24/23	13.6/13.2
дорем. эксплуатация	66	8/0	12/0
межрем. эксплуатация	110	16/4	14.5/4.0
ЯМЗ-650 (смешанный)	587	62/42	10.5/7.0
Д-260 (межр. экспл.)	700	112/28	16/4
Д-240 (межр. экспл.)	540	92/28	17.1/5.0
Д-245 (межр. экспл.)	900	108/27	12/3
ЗМЗ-511 (всего):	410	69/37	16.8/9.0
1-й межремонтный	135	14/8	10.3/6.0
2-й межремонтный	105	13/8	12.3/8.0
3-й межремонтный	85	18/9	21.1/11.0
4-й межремонтный	85	24/12	28/14

дисковым электродом из материалов 65Г и 20Х13 установкой “БИГ-5”. После ручного шлифования (очистки) восстановленной коренной шейки она подверглась укатке роликами со степенью наклепа $\sim 20\%$ (под размер) и глубиной наклепанного слоя $\sim 35\%$ белого слоя, а галтели — ручной чеканке. После укатки шероховатость участков опорной поверхности составила $(0.4-0.6)Ra$. Затем укатанная поверхность шейки вала подверглась полировке.

Усталостные испытания восстановленных коленчатых валов показали, что их минимальный относительный предел выносливости равен 0.98, т.е. соответствует нормативным требованиям. Исследования остаточных напряжений в приповерхностных областях восстановленных поршневых пальцев показали, что остаточные напряжения сжатия составляют ~ 109 МПа.

В работе [15] исследованы остаточные пределы выносливости поворотных кулаков автомобиля ГАЗ-3307 после доремонтной эксплуатации и восстановления методом ЭИО. Результаты испытания натурных деталей показали, что предел выносливости новых поворотных кулаков составляет 130 МПа, а бывших в эксплуатации 115 МПа, т.е. наблюдается снижение их усталостной прочности на 12%, что вызвано накоплением повреждений в процессе их эксплуатации.

Изношенные посадочные места под подшипники поворотных кулаков были наплавлены методом ЭИО электродами из стали 10 и стали 45. После восстановления наплавленные поверхности были подвергнуты поверхностно пластическим деформациям с целью улучшения текстуры поверхности и снятия остаточных растягивающих напряжений.

Усталостные испытания восстановленных поворотных кулаков показали, что их предел выносливости находится на уровне 115 МПа, т.е. равен пределу выносливости изношенного поворотного кулака.

Выводы. Восстановление изношенных рабочих поверхностей деталей автотракторной техники методом электроискровой обработки сопровождается возникновением в формируемых покрытиях нежелательных остаточных напряжений растягивающего характера, что приводит к значительному снижению (на 12–22%) усталостной прочности восстановленной поверхности.

Применение поверхностно-пластической деформации, формируемых методом ЭИО покрытий, со степенью наклепа 20% позволяет изменить текстуру и значительно снизить растягивающие напряжения восстановленных поверхностей, что приводит к повышению усталостной прочности детали до значения, соответствующего нормативным требованиям.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Степанов М.А., Степанов А.П. Способ определения и оценки дефектов и внутренних напряжений в протяженных стальных изделиях с симметричными поперечными сечениями // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2020. Т. 66. № 2. С. 42.
2. Пашков А.Е., Чапышев А.П., Пашков А.А. и др. К определению внутренних силовых факторов процесса дробеударного формообразования // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2017. Т. 21. № 12. С. 32.
3. Климова Л.Г. Влияние остаточных напряжений на изгибную жесткость валов, упрочненных охватывающим деформированием // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2021. № 25 (4). С. 412.
4. Королев А.В., Мазина А.А., Яковичкин А.С. и др. Технологические причины возникновения остаточных напряжений // Современные материалы, техника и технологии. 2016. Т. 8. № 5. С. 116.
5. Костичев В.Э. Применение динамического моделирования для оценки влияния упрочняющей обработки на сопротивление усталости // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета. 2015. Т. 14. № 1. С. 147.
6. Дехтярь Л.И., Игнатков Д.А., Коваль Н.П. и др. Влияние электроискрового легирования на усталостную прочность валов // Электронная обработка материалов. 1974. № 3. С. 32.
7. Игнатков Д.А., Парканский Н.Я., Дехтярь Л.И. Характеристики упругости, остаточные напряжения и усталостная прочность при электроискровом легировании порошковыми материалами // Повышение прочности деталей сельскохозяйственной техники. Кишинев: Изд-во КСХИ, 1978. С. 27.
8. Фомин Н.Е., Хасан И.Х., Кляшкин В.М. Влияние электроискрового легирования на механические свойства Al–Si–Cu сплавов // Вестник Донского государственного технического университета. 2019. Т. 19. № 2. С. 138.
9. Степанов М.А., Степанов А.П. Оценка распределения изгибных напряжений и дефектов внутри симметричных поперечных сечений стальной балки // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2019. Т. 63. № 3. С. 22.
10. Павлов В.Ф., Кирпичев В.Ф. и др. Исследование влияния рабочей температуры на сопротивление усталости накатанных роликами болтов из стали ЭИ696 // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2017. Т. 19. № 2. С. 274.
11. Злобин А.С. Связь характеристик малоциклового и многоциклового усталости резьбовых деталей с остаточными напряжениями // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2018. Т. 17. № 1. С. 128.
12. Павлов В.Ф., Кирпичёв В.А., Кочерова Е.Е. и др. Оценка малоциклового усталости на основе использования зависимости Мэнсона–Коффина при отнулевом цикле “мягкого” нагружения // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2017. Т. 16. № 1. С. 129.
13. Кирпичёв В.А., Вакулюк В.С., Букатый А.С. и др. Моделирование остаточного напряженного состояния поверхностно упрочненных деталей по остаточным напряжениям образца-свидетеля // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2014. Т. 16. № 6 (2). С. 461.
14. Дементьев И.И., Устинов А.Н. Метод снижения остаточных напряжений в композитных элементах конструкций космических аппаратов // Альманах современной науки и образования. 2017. № 6 (119). С. 27.
15. Коротаев Д.Н., Алимбаева Б.Ш. Повышение эффективности восстановления стальных деталей методом электроискрового легирования // Вестник СибАДИ. 2012. Вып. 5 (27). С. 30.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 658.562.3

ПРОЕКТНАЯ ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ СОЕДИНЕНИЯ ЦИРКУЛЯЦИОННО-НАГРУЖЕННОГО КОЛЬЦА ПОДШИПНИКА КАЧЕНИЯ С ВАЛОМ КЛАССА ДОПУСКА js6

© 2023 г. О. А. Леонов^{1,*}, Н. Ж. Шкаруба¹, Ю. Г. Вергазова¹,
П. В. Голиницкий¹, Д. У. Хасьянова²

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

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

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

Поступила в редакцию 10.02.2023 г.

После доработки 11.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Проведено исследование и оценка надежности соединения циркуляционно-нагруженного кольца подшипника качения 50217 и фланца демультипликатора коробки передач ЯМЗ. Выявлено, что при сложении рассеяния размеров анализируемых отверстий и валов формируется рассеяние зазоров и натягов, в котором преобладает вероятность появления посадок с натягом (93%). После запрессовки, за счет смятия шероховатости отверстия и вала увеличивается вероятность появления посадок с зазором (51.7%). Кроме того, при эксплуатации под действием нагрузки появляется вероятность, что соединения с действительным натягом меньше наименьшего функционального (8.1 мкм) могут провернуться. Доказано, что при назначении класса допуска вала js6 в соединении будут преобладать посадки с зазором, что приводит к проворачиванию циркуляционно-нагруженного кольца подшипника в более чем у 80% соединений, что значительно снизит надежность подшипникового узла демультипликатора и коробки передач у двигателя ЯМЗ в целом.

Ключевые слова: подшипник качения, выбор посадки, допуск посадки, класс допуска, циркуляционная нагрузка

DOI: 10.31857/S0235711923040089, **EDN:** XVLRWL

Важным этапом конструирования сборочных узлов в машиностроении является выбор и назначение посадок для соединений, т.к. от этого зависит оптимальный запас точности, который должен обеспечить долговечность соединения и уменьшить его себестоимость [1–3]. В настоящее время при конструировании сборочных узлов в машиностроении выбор посадок циркуляционно-нагруженных внутренних колец подшипников используются три основных метода: подобия, прецедентов, и расчетный [4, 5].

При использовании метода подобия класс допуска назначают по аналогии с уже применяемыми соединениями.

Наиболее распространен метод прецедентов, когда в соответствии с ГОСТ 3325-85 “Подшипники качения. Поля допусков и технические требования к посадочным поверхностям валов и корпусов. Посадки”, выбирают посадку, удовлетворяющую описанию условий эксплуатации. В соответствии с рекомендациями ГОСТ 3325-85 для посадок циркуляционно-нагруженных внутренних колец подшипников используют следующий ряд основных отклонений: js, k, m, n.

При легком, нормальном и даже тяжелом режиме работы для подшипниковых узлов сельскохозяйственных машин, центрифуг, турбокомпрессоров, вентиляторов, электромоторов, редукторов и коробок передач автомобилей и тракторов, как и по методу прецедентов, так и по расчетному методу при нулевом классе точности подшипника рекомендуется выбирать посадки $L0/js6$ или $L0/k6$. При колебательном нагружении рекомендуется только посадка $L0/js6$. При анализе рабочих чертежей вышеназванных машин и механизмов выявлено, что чаще всего назначена посадка $L0/js6$.

Оценка требуемой точности достаточно сложная задача [6]. Для расчета и анализа допусков, отклонений и посадок по системе ISO находят различные программное обеспечение [7, 8]. Особенный интерес представляет подход, называемый моделью GapSpace [9], т.к. эту модель можно интегрировать с САПР (такими как Pro/E) для анализа допусков, используют имитационное моделирование [10]. Также формируют графические модели посадок с натягом [11]. При расчете посадок колец подшипников следует иметь ввиду, что натяги изменяют параметры контакта тел качения [12, 13], а также величины радиальных зазоров [14, 15], в связи с чем исследуются возможности формирования и регулирования предварительного натяга между валом и кольцом [16, 17].

В расчетном методе выбор класса допуска проводят по величине интенсивности радиальной нагрузки, которую рассчитывают по формуле [18]

$$P_r = \frac{F_r k_6 k_o k_a}{B - 2r}, \quad (1)$$

где F_r — радиальная нагрузка, Н; B — ширина кольца, м; r — радиус фасок, м; k_6 — динамический коэффициент посадки, зависящий от характера нагрузки; k_o — коэффициент, учитывающий степень ослабления посадочного натяга при полом вале или тонкостенном корпусе; k_a — коэффициент неравномерности распределения радиальной нагрузки между рядами шариков или роликов.

Как правило, при использовании расчетного метода получают те же основные отклонения, что и при использовании метода подобия. Преимущество данного метода — более обоснованный выбор, с учетом реальной нагрузки на проектируемое соединение. С другой стороны, при выборе посадки соединения необходимо учитывать, что заданный ресурс безотказной работы соединения обеспечивается двумя составляющими — износостойкостью поверхностей трения и точностью обработки деталей [19, 20], что в данной формуле не учитывается.

Рекомендуемая посадка $L0/js6$ — переходная, а это значит, что при сборке подшипникового узла в соединении могут образовываться как зазоры, так и натяги. При этом циркуляционно-нагруженное кольцо в подшипниковом узле должно вращаться вместе с валом, для этого оно должно быть посажено на вал с натягом. В противном случае, если в посадке будет зазор, кольцо будет проворачиваться относительно вала, что приведет к изнашиванию внутренней поверхности кольца и наружной поверхности вала и выходу из строя подшипникового узла.

Известно, что долговечность и надежность работы подшипникового узла в значительной степени зависит от распределения нагрузки по телам качения. Практика показывает, что наличие зазора в посадках колец подшипника в значительной степени влияет на распределение нагрузки между телами качения, а, следовательно, и на долговечность подшипника.

Цель исследования. Оценить надежность соединения в подшипниковом узле циркуляционно-нагруженного кольца с валом при назначении посадки $L0/js6$.

Средства и методы исследований. В исследованиях использованы положения теории точности, теории сопротивления материалов и единой системы допусков и посадок, теории вероятности и математической статистики.

Объект исследований — соединение в подшипниковом узле циркуляционно-нагруженного кольца (деталь типа отверстие) с фланцем (деталь типа вал) демультиплика-

Таблица 1. Характеристики подшипника качения и сопрягаемого вала демультипликатора коробки передач для двигателя ЯМЗ

Параметр	Обозначение	Значение для посадки $\varnothing 85L0/js6$
Диаметр соединения, м	d_n	0.085
Длина соединения, м	l	0.022
Внутренний диаметр вала, м	d_1	0.040
Внутренний диаметр дорожки кольца, м	d_2	0.1025
Радиальная нагрузка, кН	F_r	4.0
Ширина кольца, м	B	0.028
Радиус фасок, м	r	0.003
Посадка циркуляционно-нагруженного кольца, мм	—	$85 \begin{matrix} -0.02 \\ +0.011 \\ -0.011 \end{matrix}$
Допуск отверстия внутреннего кольца, мм	T_D	0.02
Допуск вала, мм	T_d	0.022

Таблица 2. Метрологические характеристики средств измерений

Средства измерений	Условное обозначение	Диапазон измерений, мм	Цена деления, мм	Погрешность измерений, мм
Нутромер индикаторный	НИ-100-0.001	50–100	0.001	± 0.002
Скоба рычажная	СР-100-0.002	75–100	0.002	± 0.002

тора коробки передач для двигателя ЯМЗ, характеристики представлены в табл. 1. Предмет исследований — параметры распределения зазоров и натягов в посадке $L0/js6$.

Средства измерений циркуляционно-нагруженного кольца и вала демультипликатора выбраны в соответствии с требованиями ГОСТ 8.051-81 “Государственная система обеспечения единства измерений. Погрешности, допускаемые при измерении линейных размеров до 500 мм”. Для измерения диаметра вала демультипликатора была использована скоба рычажная СР-100, а для измерения внутреннего диаметра отверстия подшипника нутромер повышенной точности НИ-100, описание средств измерений представлены в табл. 2.

Результаты исследований и их анализ. Используя исходные данные, представленные в табл. 1, проведем проверочный расчет правильности назначения посадки циркуляционно-нагруженного кольца на фланец демультипликатора КПП ЯМЗ с помощью выражения (1) получим величину интенсивности радиальной нагрузки, которая составила $P_r = 530$ кН/м. Согласно рекомендациям ГОСТ 3325-85 для данной величины интенсивности радиальной нагрузки до 600 кН/м класс допуска $js6$ или $js5$. Таким образом, расчетный метод подтверждает данные по назначению посадки методом прецедентов.

Проверим параметры, характеризующие надежность и долговечность соединения в подшипниковом узле циркуляционно-нагруженного кольца с валом при назначении посадки $L0/js6$. Для проведения исследований отобраны 100 подшипников 50217 и

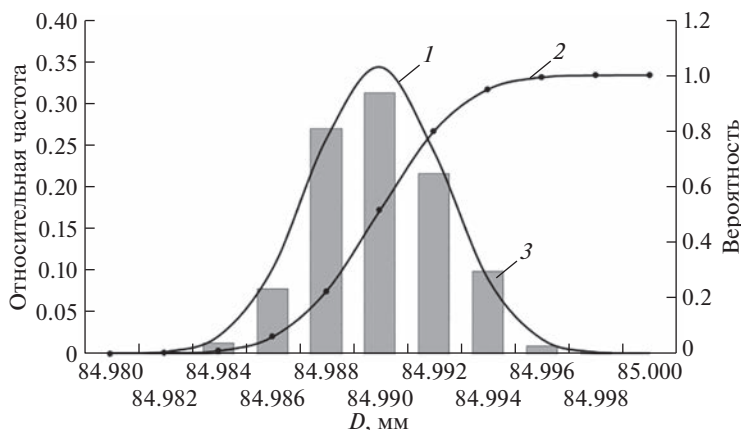


Рис. 1. Распределение рассеяния размеров внутреннего кольца подшипника при $T_D = 0.02$ мм: 1 – дифференциальная кривая теоретического распределения; 2 – интегральная кривая теоретического распределения; 3 – гистограмма эмпирического распределения.

100 фланцев демультипликатора коробки передач для двигателя ЯМЗ, характеристики которых представлены в табл. 1.

Используя средства измерений (табл. 2), проведены измерения внутреннего диаметра подшипников 50217 и наружного диаметра фланца демультипликатора (поверхность под подшипник).

В результате исследования выявлено, что рассеяние внутреннего диаметра кольца подшипника качения и наружного диаметра вала подчиняется закону нормального распределения (рис. 1, 2), параметры рассеяния измеряемых размеров представлены в табл. 3.

На рис. 1 и 2 представлены распределения размеров внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора относительно поля допуска.

Из рис. 1 видно, что подшипники качения по внутреннему диаметру изготовлены с запасом точности, брак отсутствует. Из рис. 2 видно, что рассеяние размеров наружного диаметра фланца демультипликатора смещено относительно середины поля допуска в сторону исправимого брака, который равен 3.59%. Суммарная вероятность появления бракованных фланцев составляет 4.24%.

На основании полученных данных (табл. 3), проведем анализ параметров распределения зазоров и натягов в посадке $L0/js6$. Рассчитанные параметры распределения зазоров и натягов в соединении внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора представлены в табл. 4.

Если рассматривать соединение вала и отверстия как простые вероятностные характеристики, то получается, что в формируемой посадке соединений натягов будет значительно больше, чем соединений с зазором и для нашего случая эти величины составят: с натягом 93.04%, с зазором 6.94%. Но при формировании соединений с натягом происходит смятие шероховатости поверхности, как отверстия, так и вала. Величину смятия шероховатости рассчитывают по формуле [7]

$$\Delta N_R = 2A\eta(Ra_d + Ra_D),$$

где A – коэффициент перевода параметра Ra в R_z (для регулярного микрорельефа $A = 5.4$); η – общий коэффициент смятия шероховатости поверхностей при соединении двух

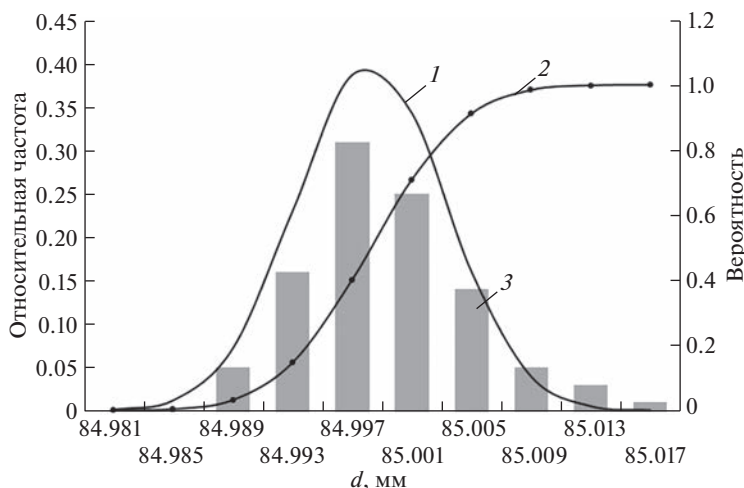


Рис. 2. Распределение рассеяния размеров вала мультипликатора при $T_d = 0.022$ мм: 1 – дифференциальная кривая теоретического распределения; 2 – интегральная кривая теоретического распределения; 3 – гистограмма эмпирического распределения.

деталей (при запрессовки со смазкой $\eta = (0.25–0.35)$; Ra_d , Ra_D – параметры шероховатости вала и отверстия (внутреннего диаметра подшипника).

Исходные данные и результаты расчета величины смятия шероховатости представлены в табл. 5.

При эксплуатации, когда соединение нагружают радиальной силой F_r , происходят упругие деформации, которые могут раскрыть стык соединения. Величину натяга, компенсирующую это раскрытие, рассчитывают по формуле [7]

Таблица 3. Параметры рассеяния измеренных размеров внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра вала

Параметр распределения	Внутренний диаметр подшипника	Наружный диаметр вала
Среднее арифметическое $\bar{X}$, мм	84.9899	84.9982
Среднее квадратическое σ , мм	0.0023	0.0051
Зона рассеяния ω , мм	0.014	0.0308
Величина сдвига c , мм	–0.0001	–0.0018
Коэффициент риска (неисправимый брак) t_1	4.33	1.8
Коэффициент риска (исправимый брак) t_2	4.24	2.49
Вероятный процент исправимого брака $Q_{иб}$, %	0	3.59
Вероятный процент неисправимого брака $Q_{нб}$, %	0	0.65
Суммарный брак $Q_{бр}$, %	0	4.24

Таблица 4. Параметры распределения зазоров и натягов соединения внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора

Параметр посадки	Значения
Среднее квадратическое отклонение зазоров (натягов) σ , мм	0.0056
Наибольший зазор $S_{\max}$, мм	0.011
Наибольший натяг $N_{\max}$, мм	0.031
Средний зазор (натяг) S_e , мм	0.0083
Интервал от нуля до центра группирования зазоров X_0 , мм	–0.0083
Коэффициент риска (от нуля до центра) t_0	1.48
Вероятность появления соединений с натягом в интервале от центра группирования до нуля Q_{N0} , %	43.04
Суммарная вероятность появления соединений с натягом Q_N , %	93.04

Таблица 5. Расчет параметров посадки соединений внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора

Параметр	Значение для посадки $\varnothing 85L0/js6$
Диаметр соединения d_n , м	0.085
Длина соединения l , м	0.022
Внутренний диаметр вала d_1 , м	0.40
Внутренний диаметр дорожки кольца d_2 , м	0.1025
Коэффициент трения f	0.08
Радиальная нагрузка F_r , кН	4.0
Коэффициент Пуассона материала вала и внутреннего кольца подшипника μ_d, μ_D	0.27
Модуль упругости вала и кольца подшипника (сталь) E_d, E_D , Па	2×10^{11}
Шероховатость поверхности вала Ra_d , мкм	1.25
Шероховатость поверхности внутреннего кольца подшипника Ra_D , мкм	1.25
Коэффициент Ляме вала C_d	1.30
Коэффициент Ляме внутреннего кольца подшипника C_D	5.67
Поправка на снятие шероховатости ΔN_R , мкм	8.1
Давление от радиальной силы p_r , МПа	2.14
Наименьший функциональный натяг $N_{F_{\min}}$, мкм	6.3

$$N_{F_{\min}} = p_r d_n \left(\frac{C_d}{E_d} + \frac{C_D}{E_D} \right),$$

где p_r – давление от радиальной силы, Па; C_d, C_D – коэффициент Ляме вала и внутреннего кольца подшипника; E_d, E_D – модуль упругости вала и кольца подшипника, Па.

Давление от радиальной силы рассчитывают по формуле [7]

$$p_r = \frac{F_r}{d_n l},$$

Таблица 6. Параметры соединений внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора после сборки (запрессовки)

Параметр посадки	Значения
Среднее квадратическое отклонение зазоров (натягов) σ , мм	0.0056
Наибольший зазор $S_{\max}$, мм	0.019
Наибольший натяг $N_{\max}$, мм	0.023
Средний зазор (натяг) S_e , мм	−0.0002
Интервал от нуля до центра распределения в сторону зазоров X_1	0.0002
Коэффициент риска (от нуля до центра распределения в сторону зазоров) t_1	0.042
Интервал (от нуля до $N_{F_{r\min}}$) X_2	0.0063
Коэффициент риска (от нуля до $N_{F_{r\min}}$) t_2	1.12
Вероятность появления соединений с натягом в интервале от центра группирования до нуля Q_{N0} , %	0.017
Вероятность появления соединений с натягом в интервале от центра группирования (до $N_{F_{r\min}}$) $Q_{N_{F_{r\min}}}$, %	36.95
Суммарная вероятность появления соединений с натягом Q_N , %	13.05

где F_r — радиальная нагрузка, Н; d_n — диаметр соединения, м; l — длина соединения, м.

Коэффициент Ляме вала и внутреннего кольца подшипника рассчитывают по формуле [7]

$$C_d = \frac{1 + \left(\frac{d_1}{d_n}\right)^2}{1 - \left(\frac{d_1}{d_n}\right)^2} - \mu_d; \quad C_D = \frac{1 + \left(\frac{d_n}{d_2}\right)^2}{1 - \left(\frac{d_n}{d_2}\right)^2} + \mu_D,$$

где μ_d , μ_D — коэффициенты Пуассона материала вала и внутреннего кольца подшипника; d_1 — внутренний диаметр вала, м; d_2 — внутренний диаметр дорожки кольца, м.

Исходные данные и результаты расчета величины наименьшего функционального натяга представлены в табл. 5.

Параметры рассеяния зазоров и натягов в соединении внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора после сборки (запрессовки) представлены в табл. 6.

На рис. 3 представлены распределения зазора в соединении внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора. В результате снятия шероховатости происходит смещение зоны рассеяния зазоров и натягов, как следствие — увеличение вероятности появления соединений с зазором и уменьшение с натягом (рис. 3). В нашем случае, вероятность появления соединений с зазором — 51.7%, с натягом — 49.3%.

В результате расчетов видно, что вероятность появления соединений с натягом, которые могут выдержать расчетную нагрузку без проворачивания, для нашего примера составит 13.05%.

Полученное значение указывает на то, что применение рекомендованной посадки L0/js6 приведет к проворачиванию циркуляционно-нагруженного кольца подшипника в более чем у 80% соединений, что значительно снизит долговечность работы подшипникового узла, демультипликатора и коробки передач у двигателя ЯМЗ в целом.

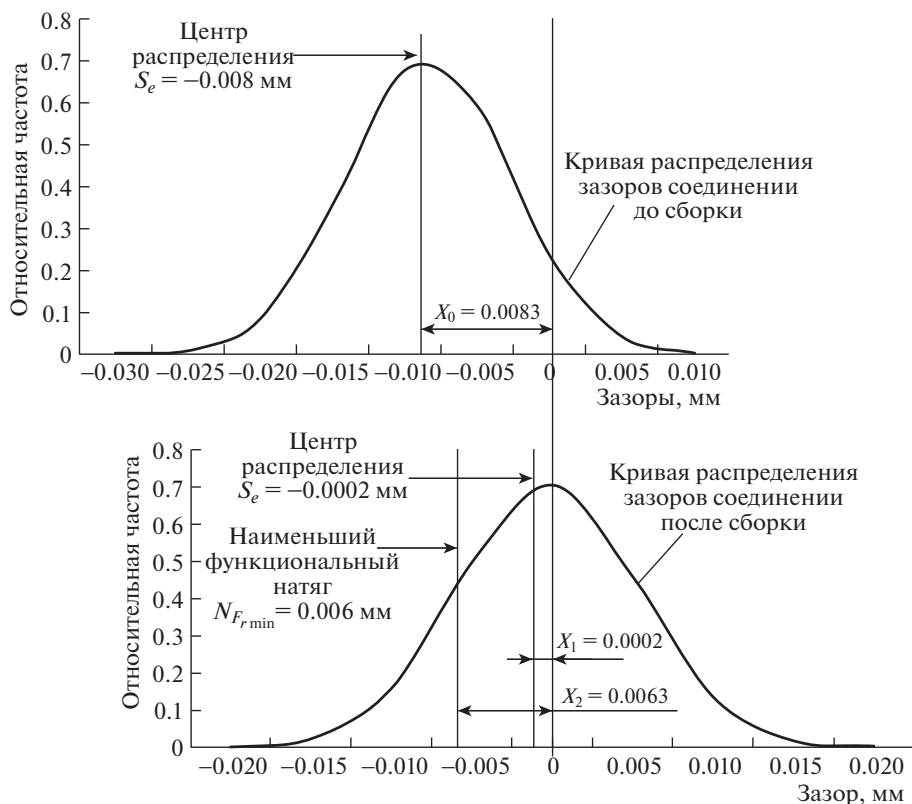


Рис. 3. Кривые распределения зазора в соединении внутреннего диаметра подшипника и наружного диаметра фланца демультипликатора.

Для замены подшипникового узла будет необходимо снять коробку передач с машины и провести ее частичную разборку, заменить подшипник и фланец демультипликатора, что достаточно трудоемко и дорого.

Выводы. В результате проведенных исследований рассеяния размеров циркуляционно-нагруженного внутреннего кольца подшипника 50217 и посадочной поверхности фланца демультипликатора коробки передач ЯМЗ, установлено, что диаметр внутреннего кольца изготовлен с запасом точности, вероятность появления брака равна нулю, поверхность цапфы под подшипник обработана с небольшим процентом брака (4.24%), преимущественно исправимым (3.59%). В результате сложения зон рассеяния размеров анализируемых отверстий и валов формируется рассеяние зазоров и натягов в посадке будущего соединения, при этом в полученном распределении преобладает вероятность появления посадок с натягом (93%). В процессе сборки соединения с натягом происходит смятие шероховатости поверхности отверстия и вала, величина которого для данного соединения составляет 8.1 мкм. В результате смятия шероховатости поверхности отверстия и вала увеличивается вероятность появления соединений с зазором (51.7%). При эксплуатации, когда соединение нагружают радиальной силой, происходят упругие деформации, которые раскрывают стык соединения. Установлено, что для анализируемого соединения величина суммарной упругой деформации составляет 6.3 мкм. Вероятность появления соединений с натягом, кото-

рые могут выдержать расчетную нагрузку без проворачивания составит всего 13.05%. Таким образом доказано, что при назначении класса допуска вала $js6$ в соединении будут преобладать посадки с зазором, что приведет к проворачиванию циркуляционно-нагруженного кольца подшипника в более чем у 80% соединений. Это значительно снизит надежность подшипникового узла демультипликатора и коробки передач у двигателя ЯМЗ в целом.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Erokhin M.N., Leonov O.A., Shkaruba N.Z. et al. Application of Dimensional Analysis for Calculating the Total Misalignment between a Seal and a Shaft // J. of Machinery Manufacture and Reliability. 2021. V. 50. № 6. P. 524.
2. Yao H.X., Miao E.M., Niu P.C. Selection of Hole and Axle Interference Fit Tolerance // Applied Mechanics and Materials. 2011. V. 80–81. P. 475.
3. Li Q., Yang L., Zhao W.Z. et al. Design of Positioning Mechanism Fit Clearances Based on On-Orbit Re-Orientation Accuracy // Applied sciences-basel. 2019. V. 9 (21). P. 4712.
4. Repcic N., Saric I., Muminovic A. Software for Calculation and Analysis of ISO System of Tolerances, Deviations and Fits // 23rd Int. DAAAM Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation – Focus on Sustainability. 2012. P. 0195.
5. Skvortsov S., Khryukin V., Skvortsova T. Statistical Simulation and Probability Calculation of Mechanical Parts Connection Parameters for CAD/CAM Systems // Int. Russian Automation Conference (RusAutoCon). 2020. V. 641. P. 861.
6. Zou Z.H., Morse E.P. A gap-based approach to capture fitting conditions for mechanical assembly // Computer-Aided Design. 2004. V. 36 (8). P. 691.
7. Якушев А.И., Бежелукова Е.Ф., Плуталов В.Н. Допуски и посадки ЕСДП для гладких цилиндрических деталей (расчет и выбор). М.: Изд-во стандартов, 1978. 256 с.
8. Leonov O.A., Shkaruba N.Zh. Calculation of Fit Tolerance by the Parametric Joint Failure Model // J. of Machinery Manufacture and Reliability. 2020. V. 49. № 12. P. 1027.
9. Zhang Y., Yang M.S. A Coordinate SPC Model for Assuring Designated Fit Quality Via Quality-Oriented Statistical Tolerancing // Computers & Industrial Engineering. 2009. V. 57 (1). P. 73.
10. Бехер С.А., Степанова Л.Н., Рыжова А.О., Бобров А.Л. Контроль натяга колец подшипников поверхностными волнами с использованием эффекта акустоупругости // Дефектоскопия. 2021. № 4. С. 13.
<https://doi.org/10.31857/S0130308221040023>
11. Рыжова А.О., Бехер С.А., Попков А.А. Использование метода акустоупругости для контроля упругих механических напряжений в материале колец подшипников // Дефектоскопия. 2020. № 11. С. 28.
12. Фомин В.И. Расчет циклической нагруженности подшипников качения с учетом вращательной подвижности их колец // Высокие технологии в строительном комплексе. 2022. № 1. С. 175.
13. Холодилов О.В. Комплексный подход к оценке состояния подшипников качения физическими методами // Трение и износ. 2021. Т. 42. № 3. С. 358.
<https://doi.org/10.32864/0202-4977-2021-42-3-358-369>
14. Волняков К.А., Копылов В.М. Оптимизация режимов нагрузки подшипниковых узлов при интенсивных тепловых нагрузках // Робототехника и техническая кибернетика. 2020. Т. 8. № 1. С. 72.
<https://doi.org/10.31776/RTSJ.8108>
15. Кузьменко И.В. Дефекты посадочных мест подшипников и причины их возникновения // Конструирование, использование и надежность машин сельскохозяйственного назначения. 2019. № 1 (18). С. 101.

16. Санинский В.А., Худяков К.В., Смирнова Е.Н., Бурлаков С.В. Способ повышения точности сборки подшипников качения взаимной компенсацией погрешностей комплектующих деталей // Известия Волгоградского государственного технического университета. 2018. № 2 (212). С. 40.
17. Нахатакян Ф.Г., Нахатакян Д.Ф. Учет радиального зазора в роликовых опорах при определении параметров нагруженности // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2018. № 2. С. 285.
18. Мицкевич В.Г., Маштаков А.П. Анализ работы подшипниковых узлов с подшипниками качения // Современные проблемы совершенствования работы железнодорожного транспорта. 2018. № 14. С. 307.
19. Андриенко Л.А., Сазонов В.А. Оценка изменения технического состояния подшипников качения в результате изнашивания // Инженерный журнал: наука и инновации. 2017. № 9 (69). С. 9. <https://doi.org/10.18698/2308-6033-2017-9-1680>
20. Иванищikov Ю.В., Сковородин В.Я., Доброхотов Ю.Н. и др. Исследование функциональной связи конструктивных и рабочих параметров подшипникового узла // Вестник Чувашской государственной сельскохозяйственной академии. 2020. № 1 (12). С. 91. <https://doi.org/10.17022/6fya-1p90>

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК: 621.221

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ ОПТИМИЗАЦИИ И МАШИННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ СОЕДИНИТЕЛЬНЫХ УЗЛОВ НЕФТЕПРОМЫСЛОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ

© 2023 г. М. С. Рагимова^{1,*}

¹*Азербайджанский государственный университет нефти и промышленности,
Баку, Азербайджан*

**e-mail: rahimova_mahluqa@mail.ru*

Поступила в редакцию 14.10.2022 г.

После доработки 11.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Экспериментальным способом определено, что для обеспечения полной герметизации величина контактного давления на герметизирующей поверхности должна быть в три раза больше, чем внутреннее давление. Герметичность фланцевых соединений обеспечивается созданием необходимого давления на уплотняющих поверхностях фланцев. Причем требуемое удельное давление создается в уплотнителях путем затяжки болтов, скрепляющих фланцы. На величину утечки влияют шероховатость поверхности и точность изготовления элементов уплотнения.

Ключевые слова: прокладка, контактное давление, нефтепромысловое оборудование, герметичность, фланцевые соединения

DOI: 10.31857/S0235711923040120, **EDN:** XWMHRQ

Элементом уплотнения фланцевых соединений высокого давления нефтяного оборудования является прокладка, которая изготавливается из стали. Прокладка садится на канавку, находящуюся на торцевой части фланца, в виде кольца и под высоким давлением создает герметичность.

Материалы и методы. Как известно, фланцевые соединения являются прочноплотными разъемными соединениями сосудов арматуры, соединительных частей трубопроводов и т.д. Несмотря на стандартизацию фланцев, окончательный выбор фланцев и расчет его отдельных элементов остается за конструктором. Конструирование фланцев, особенно фланцев, не предусмотренных стандартами, обычно сводится к назначению их прочностных размеров без подробного расчета, во многом основываясь на теории подобия. Однако важной особенностью всех фланцевых соединений является обеспечение не только прочного, но и плотного, т.е. герметичного соединения.

Результаты. Герметичность фланцевых соединений обеспечивается созданием необходимого давления на уплотняющих поверхностях фланцев. Причем требуемое удельное давление создается в уплотнителях путем затяжки болтов, скрепляющих фланцы. На величину утечки влияют шероховатость поверхности и точность изготовления элементов уплотнения. Однако повышение точности изготовления и уменьшение шероховатости механической обработки приводит к удорожанию производства. Поэтому для обеспечения герметичности уплотнение следует механически деформи-

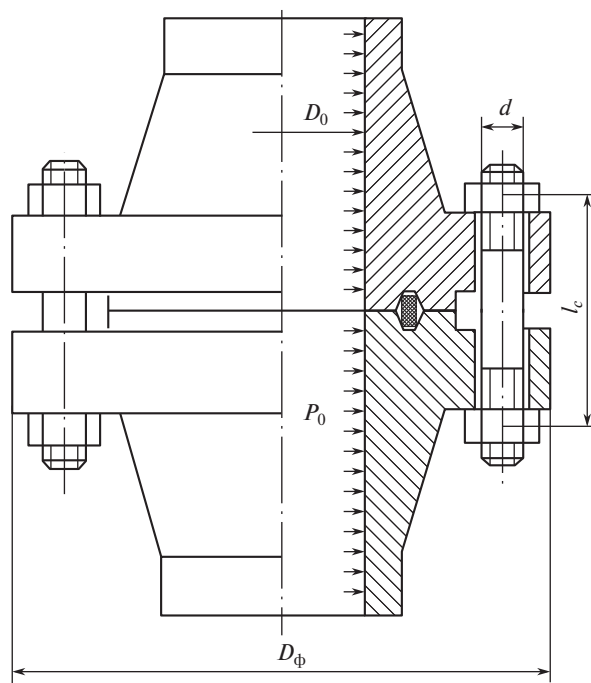


Рис. 1. Уплотнитель фланцевого соединения высокого давления: P_0 — внутреннее давление; D_0 — внутренний диаметр фланца; D_ϕ — внешний диаметр фланца; l_c — длина болта.

ровать, чтобы обеспечить прилегание к уплотнительным поверхностям, заполнение всех неровностей и дефектов поверхностей.

Уплотнитель фланцевого соединения высокого давления (рис. 1) состоит из металлического кольца (прокладки), которое под действием внутреннего давления прижимается к стенке канавки под кольцо, обеспечивая герметичность. Такие фланцевые соединения широко используются в нефтепромысловом оборудовании.

При отсутствии внутреннего давления, осевое усилие, возникающее при затяжке болтов, в обыкновенных фланцевых соединениях принимает прокладку. При этом с увеличением ширины прокладки исключается возможность смятия ее контактной поверхности, т.е. чем больше ширина прокладки, тем больше вторая составляющая усилия, действующая на болт. Таким образом, увеличение ширины прокладки приводит к необходимости увеличивать размеры болтов, что в свою очередь будет увеличивать ширину прокладки и т.д. Тогда при высоких давлениях необходимо применять широкие прокладки, болты с большими диаметрами и массивные фланцы, что в конечном итоге снижает эффективность конструкции [1, 5].

В процессе эксплуатации на болты фланцевых соединений действует сумма двух усилий: 1) гидростатическое усилие, рассчитанное по наружному диаметру прокладки и действующее на тарелку фланца; 2) осевая составляющая усилия, возникающая под действием обеспечивающего герметичность соединения контактного давления, на поверхность стыка прокладки с фланцем.

Поэтому во фланцевых соединениях высокого давления используют металлические восьмигранные прокладки, герметизирующее усилие которых, примерно составляет

6–8% от усилия затяжки болтов. Причем размеры прокладки в этих случаях, не будут зависеть от силы затяжки болтов [2, 3, 6].

Для обеспечения герметичности во фланцевых соединениях с металлической прокладкой, приведенное на ось фланца перемещение рабочей поверхности прокладки должно равняться сумме деформации болта и флейца от изгиба и поворота. В этом случае, выполняется условие совместности и на контактной поверхности всегда будет давление. Чтобы это давление равнялось $3P_0$, прокладка должна возвращаться в исходное положение. Толщина фланца выбирается таким образом, чтобы в этом случае внутреннее давление приняло максимальное значение. Условие герметичности математически выразилось следующей зависимостью:

$$\Delta_\delta + \Delta_\Phi \leq \Delta - \Delta',$$

где Δ_δ – осевая деформация болта только от внутреннего давления, $\Delta_\delta = \frac{P_0 d_{02}^2 l_c}{2E_\delta z d^2}$; l_c – расчетная длина болта, $l_c = 2h + 2h_H + d$; осевое перемещение от внутреннего давления сечения фланца, где расположена канавка; Δ' – герметичность.

Рассмотрим упрощенную схему фланцевого соединения. Обечайку заменяем цилиндром, толщина которого $\delta_{cp} = 0.5(\delta_0 + \delta_1)$, а средний радиус $r_{cp} = 0.5(\delta_{cp} + d_0)$. Фланец рассматривается, как жесткое в радиальном и осевом направлении кольцо. В этом случае возникающий изгибающий момент в месте соединения фланца с обечайкой может определяться из условия равенства углов поворота. Угол поворота цилиндра от момента M_1 внутреннего давления P_0 вычисляется по формуле

$$\varphi_c = 4.25 \frac{M_1 \sqrt{z_{cp} \delta_{cp}}}{E_\Phi \delta_{cp}} + 1.03 \frac{P_0 z_{cp}^2}{E_\Phi \delta_{cp} \sqrt{z_{cp} \delta_{cp}}}. \quad (1)$$

Угол поворотов фланца (кольцо)

$$\varphi = \frac{Fl}{2\pi \frac{E_\Phi h^3}{12} \ln \frac{D_{cp}}{D_0}} - \frac{M_1 r_{cp}}{\frac{E_\Phi h^3}{12} \ln \frac{D_{cp}}{D_0}}, \quad (2)$$

где $l = 0.5D_{cp} - r_{cp}$.

Приравнявая (1) к (2) и решая полученное уравнение относительно M_1 получим

$$M_1 = \eta \frac{Fl}{2\pi r_{cp}}.$$

Численный анализ показывает, что для реальных конструкций можно принимать $k = (0.5–1.5)$. Учитывая деформацию изгиба фланца $k = (0.6–1.8)$.

Для установления достоверности найденных параметров проверяется условие герметичности $\Delta_\delta + \Delta_\Phi \leq \Delta - \Delta'$ [4].

Выводы. Отмечено, что для обеспечения полной герметизации, величина контактного давления на герметизирующей поверхности должна быть в три раза больше, чем внутреннее давление.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Рагимова М.С.* Вопросы обеспечения плотности и герметичности фланцевых соединений // Автоматизация, телемеханизация и связь в нефтяной промышленности. 2020. № 11 (568). С. 43.
2. *Мордвинов А.А., Захаров А.А., Миклина О.А., Полубоярцев Е.Л.* Устьевое оборудование фонтанных и нагнетательных скважин: Методические указания. Ухта: УГТУ, 2004. 31 с.
3. *Kondakov L.A. et al.* Sealing and sealing equipment: Handbook. М.: Machine building, 1994. 445 p.
4. *Даффин Р., Питерсон Э., Денер В.* Геометрическое программирование. М.: Мир, 1972. 311 с.
5. *Хазов Б.Ф., Дидусев Б.А.* Справочник по расчету надежности машин на стадии проектирования. Москва: "Машиностроение", 1986. 224 с.
6. *Реклейтис Г., Рейвиндран А., Регдель К.* Оптимизация в технике. В 2-х кн. Кн. 2 / Пер. с англ. М.: Мир, 1986. 320 с.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621.73.02

**ПРИМЕНЕНИЕ ЗАЩИТНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ
ПРИ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ДЕФОРМАЦИИ ЗАГОТОВОК
ИЗ ТРУДНОДЕФОРМИРУЕМЫХ СПЛАВОВ****© 2023 г. С. Н. Полянский^{1,*}, С. В. Бутаков², А. М. Антимонов²,
И. С. Ольков², В. А. Александров³**¹*Компания “Инновационные технологии”, Екатеринбург, Россия*²*Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина,
Екатеринбург, Россия*³*Уральский государственный аграрный университет, Екатеринбург, Россия***e-mail: psn50@mail.ru*

Поступила в редакцию 04.03.2023 г.

После доработки 13.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

В статье рассмотрены защитные технологические покрытия для операций низкотемпературной деформации полуфабрикатов и изделий из труднодеформируемых сплавов (титан, цирконий и т.п.). Исследовался процесс низкотемпературной изометрической деформации изделий из сплава ВТ6, фрикционные и разделительные свойства защитных технологических покрытий методом сжатия кольцевых образцов. Проведены лабораторные исследования и промышленные испытания пилотных партий покрытий. Представлены рекомендации по применению защитных технологических покрытий.

Ключевые слова: титан, защитные технологические покрытия, осадка, изотермия**DOI:** 10.31857/S0235711923040119, **EDN:** XVZWHJ

Надежность машин и механизмов во многом зависит от технологии изготовления деталей, входящих в данные устройства. Получение заготовок деталей машин методом пластической деформации широко применяется в технике. Одной из проблем при обработке давлением некоторых сплавов является сложность процессов на контактных поверхностях заготовки и инструмента.

При выборе решения использовали опыт работ потребителей и изготовителей ЗТП.

Известно, что при деформировании некоторые сплавы (в частности, титана, циркония и т.д.) имеют склонность к схватыванию и налипанию на инструмент, истиранию и появлению надиров на поверхности деформируемого изделия [1–3]. Извлечение штампуемого изделия после залипания в инструменте приводит к возникновению механических повреждений поверхности детали и штампа. Надежность работы защитных технологических покрытий (ЗТП) определяет показатели качества обрабатываемого изделия.

Технологические покрытия в процессах горячей деформации полуфабрикатов и изделий из сплавов титана должны обеспечить снижение тепловых потерь, защиту от газонасыщения и обезлегирования, пластифицирование приповерхностных слоев металла и демпфирование ударных нагрузок [1, 2, 4, 5].

На текущий момент известно об успешном промышленном применении ЗТП на основе боросиликатных стекол с добавками различных компонентов при производстве полуфабрикатов и изделий из сплавов титана в процессах горячей деформации при температурах 750–1200°C [4].

В патенте Ugine-Sejornet [6] заявлен рабочий диапазон температур 60–1000°C работы стеклянных боросиликатных покрытий (толщина покрытий 0.5–0.75 мм, после деформации 0.0254 мм). Наилучшее смазывающее действие обеспечивает стекло с оксидом свинца, но применение свинца запрещают экологические службы. Такую же перспективу прогнозируют и для боросиликатных стекол.

За все последующие годы процесс приготовления и нанесения покрытий, также материалы, используемые в операциях горячего деформирования, не претерпели существенных изменений [4]. ЗТП на основе боросиликатных стекол сохраняют приоритет. Однако, применение боросиликатных стекол недопустимо при обработке изделий из сплавов циркония.

Выполнен анализ тенденций развития ЗТП, методов обработки и гомогенизации поверхности, совместимости пар трения. На предприятиях США и Европы внедрение новых рецептур покрытий и смазок проводят в кооперации с поставщиками смазок, производителями прессового оборудования, природоохранными компаниями, компаниями потребителями. В исследовательских центрах разрабатывают новые рецептуры смазок, основанные на наноструктурированных водных дисперсиях смазывающих и разделяющих агентов. Хорошие характеристики продуктового ряда смазок достигаются успехами в разработке термодинамической концепции рецептур, заключающейся в эндотермической реакции создания слоя бездымного и беспламенного газа на поверхности матрицы при горячей операцииковки.

Крупнейшие разработчики и производители ЗТП основные усилия направляют на основных потребителей своего продукта – производителей стальных изделий и полуфабрикатов. Внедрение современных технологий фосфатирования поверхности стальных заготовок позволило безболезненно сократить потребность в операциях горячей деформирования. Известна практика успешной реализацииковки/штамповки стальных полуфабрикатов с фосфатными защитно-смазочными покрытиями при температурах низкотемпературной и холодной деформации. Также известны многочисленные исследования новых рецептур покрытий и смазок, а также технологии их нанесения, подготовки и обработки поверхности обрабатываемого изделия. Получает развитие струйная технология “NO-RINSE”, при которой в одной операции выполняют очистку, обезжиривание, нанесение конверсионного слоя для последующей операции нанесения покрытия.

Тенденция развития технологии деформирования материалов из труднодеформируемых сплавов предусматривает реализацию обработки в область температур низкотемпературной деформации, преимущественно в условиях изотермии.

Отметим, что производители полуфабрикатов из сплавов титана (Doncaster, Snecma, Timet etc.) и поставщики ЗТП (Henkel–Acheson, C. Bechem, Condat, Fuchs Lubritech etc.) не рекомендуют применять при изотермии стеклоэмалевые покрытия. Поскольку в процессе наблюдается налипание частиц эмали на поверхность штампа, что в дальнейшем приводит к дефектам поверхности изделия. Удаление налипших частиц увеличивает трудоемкость операции.

Ведущие производители полуфабрикатов из сплавов титана применяют в операциях изотермической штамповки нитрид бора в виде порошка, суспензии или пасты, который наносят на поверхности изделия и штампа. Применение ограничивает высокая стоимость материала.

Авиастроительные фирмы в целях снижения затрат и улучшения фрикционных свойств ЗТП традиционно используют для режимов горячей и низкотемпературной деформирования металлические покрытия [7]. Стандарты предприятий Boeing,

BAE предусматривают использование металлических покрытий на базе меди, иттрия и др. Также рекомендуют для уменьшения сил трения дополнительно пропитывать ЗТП раствором с низкой вязкостью и хорошей смачиваемостью поверхности. Благодаря пористости ЗТП впитывает до 10–25% смазывающего материала (по объему покрытия).

Температурные и механические условия работы при изотермическом деформировании сплавов выдвинули новые требования к ЗТП. В этом процессе вязкость покрытий должна быть постоянной для обеспечения стабильности температурных свойств технологической смазки. Фрикционные показатели покрытия должны обеспечивать снижение усилия деформирования для “легкого” извлечения детали из штампа без повреждений поверхности изделия и инструмента. При переходе к низкотемпературной деформации нагрузка на деформирующий инструмент возрастает на 50%, и смазка начинает играть доминирующую роль [8].

В работах [8–13] проведены исследования покрытий в процессе осадки кольцевых образцов из сплавов титана с применением твердых смазок (графит, дисульфид молибдена, дисульфид вольфрама, нитрид бора) боросиликатных и керамических покрытий, слюды.

Выбор марки ЗТП зависит от параметров операции технологического нагрева (температура, продолжительность) и материала деформируемого изделия. Параметры покрытия (толщина, количество слоев) и смазки подбирают индивидуально для конкретного процесса деформации.

Таким образом, анализ тенденций развития технологии горячего деформирования, действий экологических и санитарно-гигиенических служб позволяет сделать вывод об актуальности работы по подбору новых покрытий и методов нанесения и формирования покрытий.

Целью настоящей статьи является исследование фрикционных и разделительных свойств защитных технологических покрытий в процессе низкотемпературной изотермической деформации изделий из титанового сплава BT6.

В ходе операции низкотемпературного изотермического деформирования изделий из сплавов титана параметры ЗТП должны обеспечить защитные, смазывающие и разделительные свойства на границе “инструмент–изделие”. При подготовке опытных работ изучены рекомендации ведущих мировых производителей титановых изделий (Doncaster, Snecma, Timet) и поставщиков ЗТП (Acheson, Condat, C. Bechem). Получены опытные партии образцов покрытия и смазок от ведущих производителей.

Компания Condat для проведения опытных работ рекомендует рецептуру покрытия на основе нитрида бора марки Condalu 51 для диапазона рабочих температур 500–1000°C.

Компания Acheson предлагает для проведения опытных работ использовать новые рецептуры ЗТП: боросиликатное стекло Deltaglaze FB668 и смазку Deltaforge FB665 с большим содержанием фосфатов (температурный диапазон 600–750°C).

Компания C. Bechem разработала для операций низкотемпературной и горячейковки уникальные рецептуры ЗТП двойного применения. Препарат Berulit 935 используют для защиты поверхности заготовки при термообработке в диапазоне температур 125–950°C, смазки инструмента до температуры 380°C.

Для реализации задачи предложено использовать испытание на сжатие кольцевых образцов. Тест прост и достоверен для оценки степени газонасыщения, коэффициента μ и фактора трения m , а также разделительных свойств ЗТП для различных деформируемых материалов, условийковки и смазки. В качестве свидетеля использовалась применяемая на российских предприятиях боросиликатная эмаль ЭВТ-26 [4]. Опыты проводились на испытательной машине Instron (100 кН). Скорость перемещения пуансона прессы – 0.5 мм/мин. Степень обжатия по высоте 50%. В качестве инструмента использовались плоские матрицы диаметром 30 мм, материал матриц – ЖС6У. Шеро-

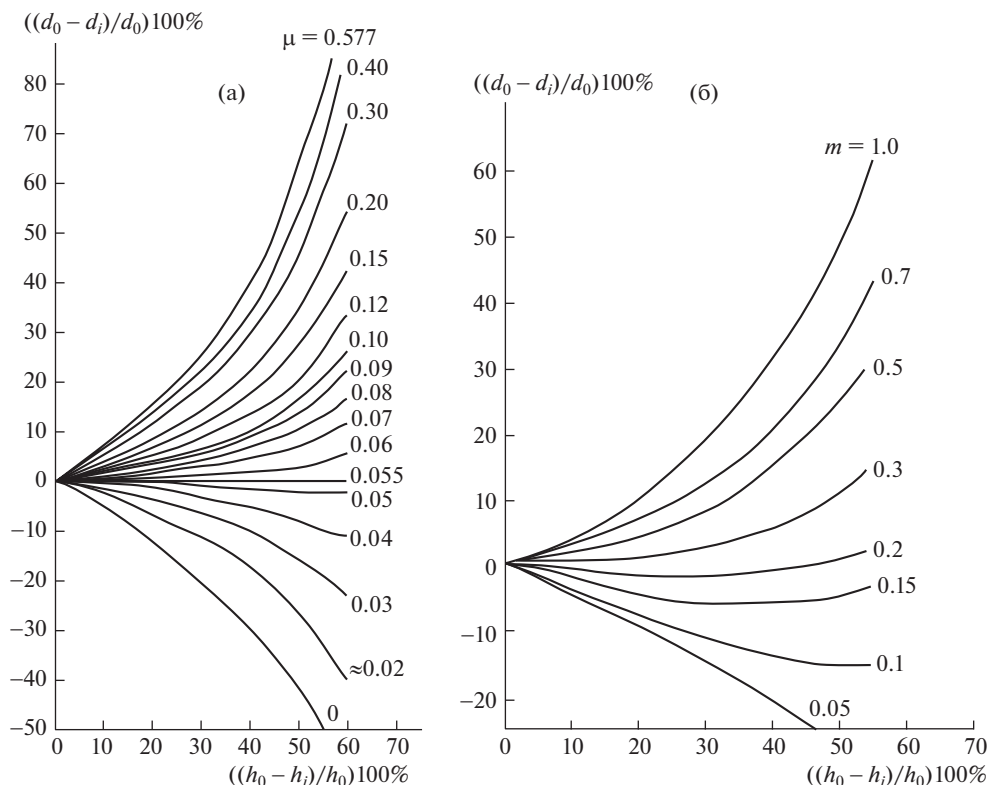


Рис. 1. Номограмма [9] для определения параметров трения: (а) – коэффициент трения, μ ; (б) – фактор трения, m .

ховатость поверхности матрицы – Ra 0.8–1.0 мкм. Штамп нагревался в электрической печи до рабочих температур 650, 700, 750°C. Продолжительность выдержки в печи образца и инструмента составляла 30 минут. Перед каждой прессовкой штамп очищался от остатков покрытий и наносился слой свежей смазки. Очистка проводилась с применением химических реагентов.

Изготовлены образцы из сплава ВТ6 с подготовленной микроструктурой (размер зерна 40 мкм). Соотношение размеров образцов 6: 3: 2 ($18 \times 6 \times 9$ мм). Шероховатость торцевых поверхностей Ra 2.2–2.5 мкм.

В работе [9] построены номограммы, отражающие зависимость величины изменения внутреннего диаметра образца d_0 от степени деформации по высоте h_0 . Каждая кривая соответствует определенному коэффициенту трения (рис. 1).

На начальном этапе выполнялись сравнительные испытания свойств покрытий отечественного и зарубежного производства. Построены зависимости изменения коэффициента трения от температуры (рис. 2).

Дополнительно изучалось состояние поверхности образцов перед нанесением покрытия. Покрытия наносились на поверхность образцов после струйно-абразивной обработки и/или химического травления. На первом этапе выполнялись операции осадки кольцевых образцов при температуре 650, 700 и 750°C с применением боросиликатных ЗТП Deltaglaze FB 668 и ЭВТ-26. После осадки измерялись высота и внутренний диаметр образцов. Диаметр измерялся в 3-х плоскостях по 2-м взаимоперпен-

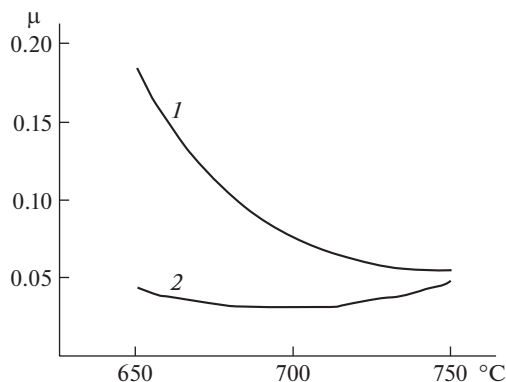


Рис. 2. Изменение коэффициента трения μ в зависимости от температуры: 1 – покрытие поверхности образца ЭВТ-26; 2 – покрытие поверхности образца Deltaglaze FB 668.

дикулярным осям. Сравнительная оценка фрикционных свойств образца проводилась по степени бочкообразования. Значение коэффициентов и факторов трения определялись по номограмме [9].

На образцах с покрытием FB 668 минимальное значение фактора трения получено при температуре 700°C, на 40% ниже, чем при температуре 750°C и на 37.5% ниже, чем при температуре 650°C. Значение фактора трения на образцах с покрытием ЭВТ-26 растет с понижением температуры. Величина роста составляет 73.25%. Фактор трения на образцах с покрытием FB 668 для всех температур ниже по сравнению с ЭВТ-26 (табл. 1).

При проведении сравнительных испытаний покрытий выявлено изменение фрикционных свойств в широком диапазоне. Получены значения коэффициента трения в пределах 0.200–0.031 (табл. 1). Построены зависимости изменения коэффициента трения от температуры (рис. 2).

Наименьшая разница величины трения зафиксирована при температуре 750°C, максимальная – при температуре 650°C. Величина коэффициента трения на образцах с покрытием ЭВТ-26 растет с понижением температуры. Величина роста составляет 73.25%. На образцах с покрытием Deltaglaze FB 668 минимальное значение получено при температуре 700°C, что на 40% ниже, чем при температуре 750°C и на 37.5% ниже, чем при температуре 650°C (рис. 2). Коэффициент трения на образцах с покрытием Deltaglaze FB 668 для всех температур ниже по сравнению с ЭВТ-26. Максимальное различие получено при температуре 650°C, относительная разность составила 76%.

Для оценки фрикционных и разделительных свойств различных рецептов ЗТП проведены испытания при температуре 700°C. Подготовлена партия образцов с металли-

Таблица 1. Зависимость коэффициента трения от температуры деформации

№ образца	Материал покрытия	Температура деформации, °C	Величина коэффициента трения, μ
1	ЭВТ-26	650	0.200
2	ЭВТ-26	700	0.064
3	ЭВТ-26	750	0.054
4	FB 668	650	0.048
5	FB 668	700	0.031
6	FB 668	750	0.052

Таблица 2. Результаты испытаний по осадке кольцевых образцов из сплава ВТ6

№	Наименование материала		Относительные геометрические размеры, %		Параметры трения	
	покрытия	пропитки	диаметр внутренний, Δd , % (мм)	высота, Δh , % (мм)	коэффициент трения, μ	фактор трения, m
1	Berulit 935		33.1 (2.95)	48.4 (3.0)	0.20	0.70
2	Боросиликатная эмаль, ЭВТ-26		34.4 (0.4)	43.5 (2.7)	0.07	0.25
3	Deltaforge FB 685		23.1 (2.15)	50.0 (3.15)	0.12	0.50
4	Медь М1	Berulit 935	26.1 (2.3)	48.5 (3.2)	0.16	0.60
5	Медь М1	Нитрид бора, NB	19.8 (1.8)	50.1 (3.3)	0.12	0.45
6	Медь М1	Жидкое стекло, натриевое	12.9 (1.15)	49.2 (3.1)	0.09	0.35
7	Медь М1	Berulit 935 + Deltaforge FB 685	33.7 (3.0)	50.0 (3.25)	0.20	0.70
8	Алюминий, АД 1	Berulit 935	34.5 (3.0)	48.5 (3.2)	0.25	0.85

ческим (медным и алюминиевым) покрытием и боросиликатными стеклами. Металлические покрытия наносились методом электродуговой металлизации. Толщина покрытий 0.15–0.20 мм, пористость до 25%. Металлические покрытия пропитывали нитридом бора, жидким стеклом, водографитовым препаратом Berulit 935. Пропитывающие составы и эмали наносили методом погружения (табл. 2).

Оценка фрикционных свойств выполнялась аналогично предыдущему опыту [9]. Наименьшие значения коэффициента трения, фактора трения и удельного давления получены на образце 2 ($\mu = 0.07$) с покрытием ЭВТ-26 и образце 6 с медным покрытием, пропитанным жидким стеклом ($\mu = 0.09$) (табл. 2). Покрытие Berulit 935 проигрывает по фрикционным свойствам аналогам. Материал пропитки металлического покрытия регулирует фрикционные и разделительные свойства покрытия. Пропитка медного покрытия жидким стеклом снижает фактор трения в два раза по сравнению с пропиткой аналогичного покрытия боросиликатными эмалями. Пропитка порошком нитрида бора увеличивает коэффициент трения на 25%, но гарантирует отсутствие залипания заготовки в штампе. Комбинированная пропитка из боросиликатных стекол оказывает негативное воздействие на фрикционные свойства. Материал металлического покрытия оказывает доминирующее влияние на фрикционные свойства. Медное покрытие с пропиткой боросиликатной эмалью по сравнению с аналогичным алюминиевым покрытием снижает фактор трения на 30%.

Комбинация материала покрытия и пропитки кардинально изменяют картину деформирования. Разделительные свойства ЗТП оценивались по прочности сцепления (усилию залипания) образца с поверхностью матрицы. В результате испытаний отмечено схватывание образцов с поверхностью инструмента во всех случаях. Исключение составляет покрытие образца 5 с нитридом бора, образец самопроизвольно отделился от поверхности инструмента (табл. 2). Максимальная прочность сцепления отмечена на образце 8 с металлическим алюминиевым базовым покрытием и образце 2 с покрытием боросиликатной эмалью ЭВТ-26. Не наблюдалось одновременное схватывание образцов с верхней и нижней поверхностью матриц.

Определена зависимость изменения контактного давления при различных обжатах в процессе осадки. Расчет удельного давления выполнялся с использованием сред-

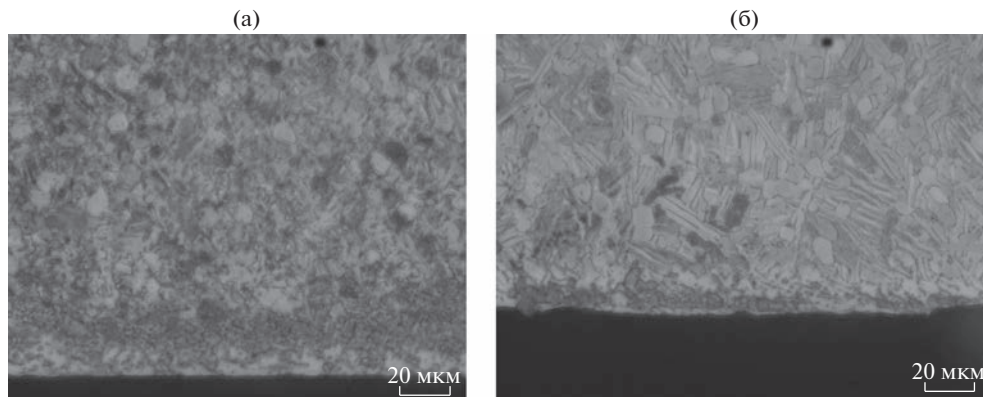


Рис. 3. Микроструктура поверхности образца из сплава ВТ6 после нагрева с покрытием Deltaglaz FB 668, продолжительность нагрева 2 ч: (а) – 650°C; (б) – 700°C.

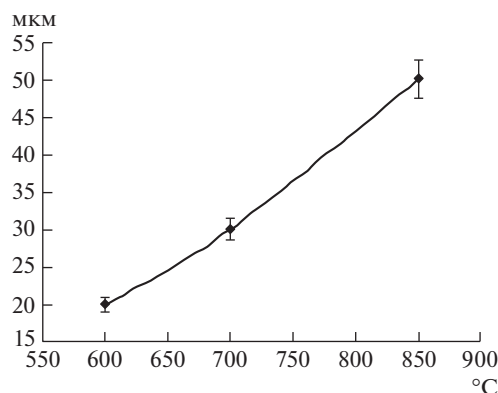


Рис. 4. Зависимость глубины измененного слоя от температуры отжига в течение 30 мин.

них величин контактной площади после деформации. Давление изменялось в широких пределах 111–203 МПа, величина разброса – 45%. Контактное давление на образцах с покрытием ЭВТ-26 уменьшается с ростом температуры практически линейно на 66.7% при степени осадки 50%. На образцах с покрытием FB 668 контактное давление уменьшается по параболическому закону на 58.9% при степени осадки 50%.

В целях оценки состояния приповерхностных слоев выполнены металлографические исследования образцов из сплава ВТ6. Изготовление шлифов проводилось с использованием материалов и установки фирмы LECO. Исследование и фотографирование микроструктуры выполнялось на установке Neophot 32 с использованием системы обработки и анализа изображений SIAMS Photolab.

Состояние приповерхностного слоя оценивалось в соответствии с методикой ОАО “ВИЛС”: измерение микротвердости (прибор ПМТ-3М) на косом шлифе, свежетравленная, субмикронная зернистость образца из сплава ВТ6. Микроструктура приповерхностных слоев металла образцов представлена на рис. 3.

Газонасыщение в приповерхностных слоях металла образцов не обнаружено. Зафиксировано присутствие измененного приповерхностного слоя глубиной 20–50 мкм при температуре отжига 600–850°C (рис. 4).

Результаты исследований показывают, что термообработка при низких величинах уменьшает глубину дефектного слоя более чем в два раза (рис. 4).

Можно утверждать, что основное внимание следует направить на исследование покрытий и смазок для температур деформирования ниже 700°C, особенно в условиях изотермии, а также изучить свойства комбинированных покрытий, смазок и пропиток.

На основании анализа результатов испытаний выявлены основные преимущества и недостатки работы представленных покрытий.

Выводы. 1. Проведен анализ тенденций в развитии рецептур защитных технологических покрытий для процесса низкотемпературной деформации изделий из труднодеформированных сплавов в условиях изотермии. **2.** Доказана эффективность и надежность метода сжатия кольцевых образцов для оценки фрикционных и разделительных свойств ЗСП в операциях горячего деформирования металлов. Метод позволяет оперативно и эффективно определять свойства новых рецептур смазок и покрытий; не требует использования дорогостоящих измерительных приборов, технологической оснастки и др. **3.** В результате исследования рекомендованных рецептур покрытий и смазок, а также созданных на их основе композиционных покрытий выполнена количественная оценка коэффициента и фактора трения. **4.** Показано, что наименьшие значения фактора трения обеспечивают композиционное медное покрытие с пропиткой жидким стеклом и боросиликатные покрытия. При этом наилучшую стабильность фактора трения в исследуемом температурном диапазоне получили при использовании Deltaglaze FB 668. Отмечено отсутствие залипания изделия в штампе при использовании рецептур покрытий с использованием нитрида бора. **5.** В результате испытаний пилотных партий новых рецептур покрытий выявлено отсутствие газонасыщения и металлургических дефектов в приповерхностных слоях металла.

Необходимо продолжить работы по разработке и исследованию составов ЗТП, по изучению приповерхностного слоя деформируемого металла.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Avitzur B. Handbook of metal-forming processes. New York: Wiley, 1983. 1020 p.
2. Хайнике Г. Трибохимия. Пер. с англ. М.: Мир, 1987. 584 с.
3. Кокрофт М.Г. Смазка в процессах обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1970. 111 с.
4. Солнцев С.С. Защитные покрытия металлов при нагреве. Справочное пособие. Изд. 2, доп. М.: URSS, 2009. 248 с.
5. Манегин Ю.В., Анисимова И.В. Стеклосмазки и защитные покрытия для горячей обработки металлов. М.: Металлургия, 1978. 224 с.
6. Sejournet J. US Patent 3039888. Method of Coating the Bore of a Heated Hollow, 1966.
7. Standard BAE APB 3 – 1108. British Aerospace PLC. Protective coating. GB, 1993. Iss. 1. 10 с.
8. Zhu Y., Zeng W., Ma X., Tai Q., Li Z., Li X. Determination of the friction factor of Ti-6Al-4V titanium alloy in hot forging by means of ring-compression test using FEM // Tribology Int. 2011. V. 44 (12). P. 2074.
9. Male A.T. Friction measurement using the ring compression test // In Proceedings of the Seventh ICTP Conf. 1, 2002. P. 321.
10. Martin F. et al. The Ring Compression Test: Analysis of Dimensions and Canonical Geometry // Procedia Engineering. 2015. V. 132. P. 326.
11. Rajesh E., SivaPrakash M. Analysis of friction factor by employing the ring compression test under different lubricants // Int. J. of Scientific & Engineering Research. 2013. V. 4. Iss. 5. P. 1163.
12. Galdos L. et al. Characterization of Ti64 forging friction factor using ceramic coatings and different contact conditions // Procedia Engineering. 2017. V. 207. P. 2239.
13. Li L.X., Peng D.S., Liu J.A., Liu Z.Q. An experiment study of the lubrication behavior of graphite in hot compression tests of Ti-6Al-4V alloy // J. of Materials Processing Technology. 2001. V. 112 (1). P. 1.

**НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 669-1

**ПРИМЕНЕНИЕ ПАНТОГРАФИЧЕСКОЙ КОНСТРУКЦИИ ПОЛУЧЕННОЙ
МЕТОДОМ SLM-ПЕЧАТИ И ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОСТОБРАБОТКИ
С НАНЕСЕНИЕМ ДЕМПФИРУЮЩИХ ПОКРЫТИЙ**© 2023 г. А. А. Зайцев^{1,3}, С. С. Лопатин¹, Т. Т. Фозилов^{1,2,*}, А. В. Бабайцев¹¹Московский авиационный институт, Москва, Россия²АО “Научно-исследовательский институт организации и производства двигателей”,
Москва, Россия³АО “Корпорация Тактическое ракетное вооружение”, Москва, Россия
*e-mail: fozbourne@yandex.ru

Поступила в редакцию 12.01.2023 г.

После доработки 15.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Для борьбы с остаточными напряжениями, возникающими после применения метода селективного лазерного спекания, в настоящей статье выбран метод термической обработки по ГОСТ и вибрационная галтовка в барабане с керамическими “чипсами”. В процессе эксплуатации возникают различные колебания, приводящие к разрушению конструкции. Для борьбы с колебаниями подобного рода предлагается на конструкцию наносить покрытия. Такие покрытия не только увеличивают стойкость к окислению, коррозии и т.д. Кроме этого они поглощают колебания (демпфируют), убирая, таким образом, резонанс. При этом ресурс изделия с покрытием относительно непокрытой детали будет выше на 5–20% гарантированно.

Ключевые слова: селективное лазерное плавление, пантографический материал, метаматериал, демпфирующие покрытия

DOI: 10.31857/S0235711923040181, **EDN:** XXGDSF

Теоретическое обоснование. Пантографические конструкции в настоящее время охватывают все больший спектр производств. Свойства таких конструкций ежегодно возрастают, как и предъявляемые к ним требования. Однако у них есть достаточно большой недостаток после применения метода селективного лазерного спекания — остаточные напряжения. Развитие аддитивных технологий (3D-печать) и открывающиеся вследствие этого новые технологические возможности побудили инженеров к созданию новых материалов под данную технологию. За последние годы специалистами по всему миру были предложены различные виды таких материалов, среди которых выделяются механические материалы или механические метаматериалы [1–6].

В современном мире повсеместно создаются и используются конструкционные материалы для машин, сооружений. Конструкции и их детали характеризуются огромным разнообразием, как по форме, так и по способам эксплуатации. Применяются такие материалы и механизмы в самых различных отраслях, от деталей оснасток для изготовления продукции до приспособлений в авиа-, аэрокосмических отраслях [7].

Аддитивное производство металлов в течение ряда лет рассматривалось как способ снижения затрат, увеличения возможностей и продвижения современного уровня техники для применения в производстве ракетных двигателей. В 2013 г. Илон Маск представил двигатель SuperDraco, созданный с помощью технологии лазерного луча с

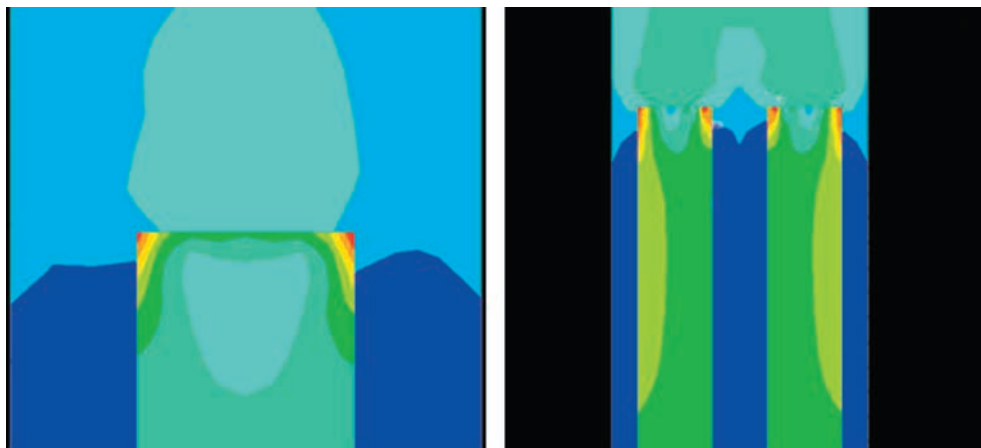


Рис. 1. Узловые решения для растягивающих напряжений, как для длинных, так и для коротких волоконных моделей [10].

порошковым покрытием (PBF-LB) с использованием жаропрочного сплава на основе никеля Inconel [8]. Возможность изготовления сложных компонентов, например камеры двигателя, как единой детали, без необходимости использования дорогостоящих инструментов, дает возможность значительно ускорить процесс проектирования и испытаний. НАСА, совместно с Virgin Orbit, успешно испытало камеру сгорания, включающую вкладыш камеры сгорания из медного сплава PBF-LB (GrCOP-84) со структурным кожухом из суперсплава никеля, нанесенным на его внешнюю часть.

В процессе селективного лазерного плавления выделяется огромное количество тепла и, как следствие, остаточное внутреннее напряжение. После изготовления компонента он подвергается термической обработке для снятия внутреннего напряжения и точной настройки свойств материала [9]. Контроль качества и сертификация всегда были жизненно важной частью передового производства, ввиду этого постобработка (доведение до требуемых параметров по геометрии изделия и соблюдение всех допусков) является важнейшим этапом. Благодаря селективному лазерному плавлению (SLM) изделия получаются намного легче, что не только экономит материал, но и за счет внутренней геометрии демонстрирует аналогичные показатели прочностей, поэтому изделия выдерживают длительные циклические нагрузки.

Говоря об эксплуатационных свойствах, немаловажной характеристикой является демпфирование вибрационных и акустических колебаний. К конструкциям ответственного назначения применяются защитные покрытия, но изучаются уже иные свойства этих покрытий, что делает вопрос демпфирования колебаний актуальным и важным.

Согласно анализу зарубежной и отечественной литературы, применяются различные методики гашения колебаний, например, в статье [10] применяется метод конечных элементов в композиционных материалах, анализы которого показывают, что максимальное напряжение возникает на границе раздела из-за концентрации трещин (рис. 1).

Напряжение уменьшается по длине поверхности по мере увеличения расстояния от острой кромки (рис. 2). Увеличение объемной доли волокна показывает более низкое межфазное напряжение, что снижает вероятность растрескивания, а композиты демонстрируют большую прочность. Аналогичные результаты демонстрируют многово-

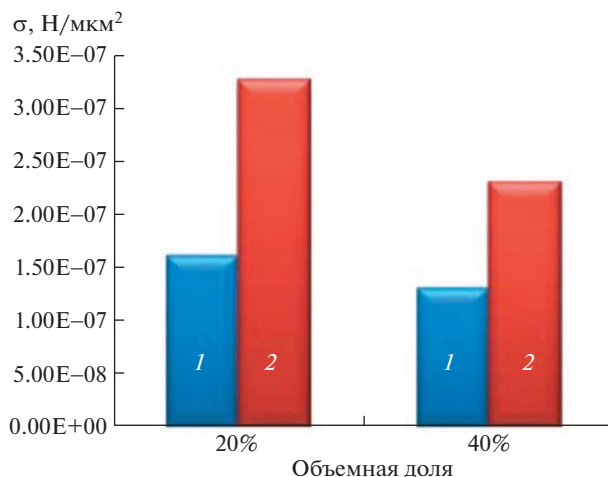


Рис. 2. Растягивающее напряжение для длинной модели с одинарным и двойным волокном при объемной доле 20 и 40% [10]: 1 – двойное полотно; 2 – одинарное полотно.

локонные композиты из-за увеличенной площади поверхности раздела; напряжение снижается при определенной объемной доле, чем в модели с одним длинным волокном. Сравнение напряжений для обеих моделей показано на рис. 2.

Однако применение термопластичных материалов способствует снижению нагрузки, в том числе и вибрационной, что улучшает демпфирующие характеристики.

В работах Н.В. Абраимова и Ю.С. Елисеева [11–14] в ходе проведения ремонта и восстановления сборочных единиц после износа поверхностей деталей применяются ресурсосберегающие технологии для гашения вибраций и шума. Современным методом решения этих задач является использование вязкоупругих демпфирующих материалов, с помощью которых поглощается энергия колебаний, возникающих при циклическом движении.

По мнению В.Ф. Безъязычного и И.Н. Аверьянова [16] возможно применение никелирования, как способа повышения энергорассеивания колебаний и снижения их амплитуды, что способствует снижению уровня шума и вибраций. Также необходимо обращать внимание на уплотнение стыковых элементов демпфирующих конструкций. В местах установки различных прокладок необходимо применение герметиков и клеев, что значительно повышает уровень демпфирования систем.

Рассматривались демпфирующие покрытия толщиной 10–11 мкм в рамках работы [15]. Покрытия наносились гальваническим методом, что позволило устранить недостатки виброгашения. Кроме этого отмечается, что введение данных демпфирующих прослоек является экономически выгоднее остальных решений и обладает высокой практичностью.

В исследовании [16] высокие показатели демпфирования достигнуты путем инфильтрации силумина на поверхность керамики на основе SiO_2 . Применение покрытия на основе алюминия снижает уровень вибраций и результирующих шумов карбида кремния, которые возникают из-за низкого собственного демпфирования керамического композита.

В монографии [17] были также проведены опыты с демпфирующими покрытиями. Рассмотрено нанесение на поверхность образцов диффузионных комплексных покрытий, а именно Ni-Al-Hf-Y , Ni-Cr-Al-Y , Ni-Al и Cr-Al-Ti-Hf . В различных

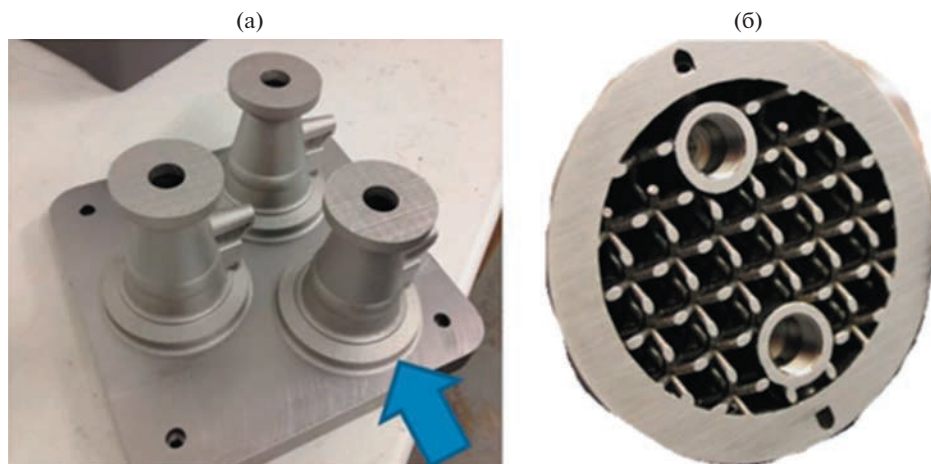


Рис. 3. Модель пантографического стабилизатора перед постобработкой и покрытием: (а) — общий вид; (б) — внутренняя полость [8].

случаях демпфирующая способность образцов возрастала от 3 до 40%, что снизило уровень амплитуд их резонансных колебаний, повышая динамическую устойчивость системы и препятствуя развитию автоколебаний, а также замедляя износ контактных поверхностей и повышая надежность и ресурс.

В работах [18–22] выполнялись исследования трехмерной печати. В частности, рассматривались решетки пантографического типа и подвергались различным экспериментам, например, на локальное вдавливающее нагружение по схеме трехточечного изгиба с малым отношением длины к толщине.

Проведение эксперимента и его результаты. В настоящей статье была разработана математическая и, вследствие этого, действительная модель пантографической конструкции, полученной методом селективного лазерного плавления SLM (рис. 3).

Такого рода конструкция позволяет увеличить коэффициент использования материала (КИМ) практически до 90%, что в свою очередь не только уменьшает себестоимость изделия, но и делает показатели механических и усталостных характеристик не ниже, чем у полнотелой конструкции.

В дальнейшем, с помощью программного обеспечения в НИУ МАИ был проведен расчет на растяжение и сжатие полученного прототипа изделия. Образец выдержал нагрузку на растяжение в 489 МПа (рис. 4а, б). За счет распределения нагрузки в сотовой внутренней конструкции, где нагрузка на каждую ячейку была минимальной, испытуемый образец рассчитан без разрушения. В ходе расчета на текучесть, при критической нагрузке в 494 МПа (рис. 4в, г), напряжения так же гасились, и разрушение образца не произошло (рис. 4а–г).

Для реальных исследований была выбрана нержавеющая сталь 12Х18Н10Т, она является наиболее распространенной в современном производстве, с хорошими показателями механических и физических свойств, а также является экономичной с точки зрения цены аддитивного производства.

В настоящей статье показаны новые экспериментальные образцы, полученные из 12Х18Н10Т (рис. 5).

Поскольку детали, полученные методом 3D-печати из металла, имеют высокий уровень остаточных напряжений, должна быть проведена термообработка по стан-

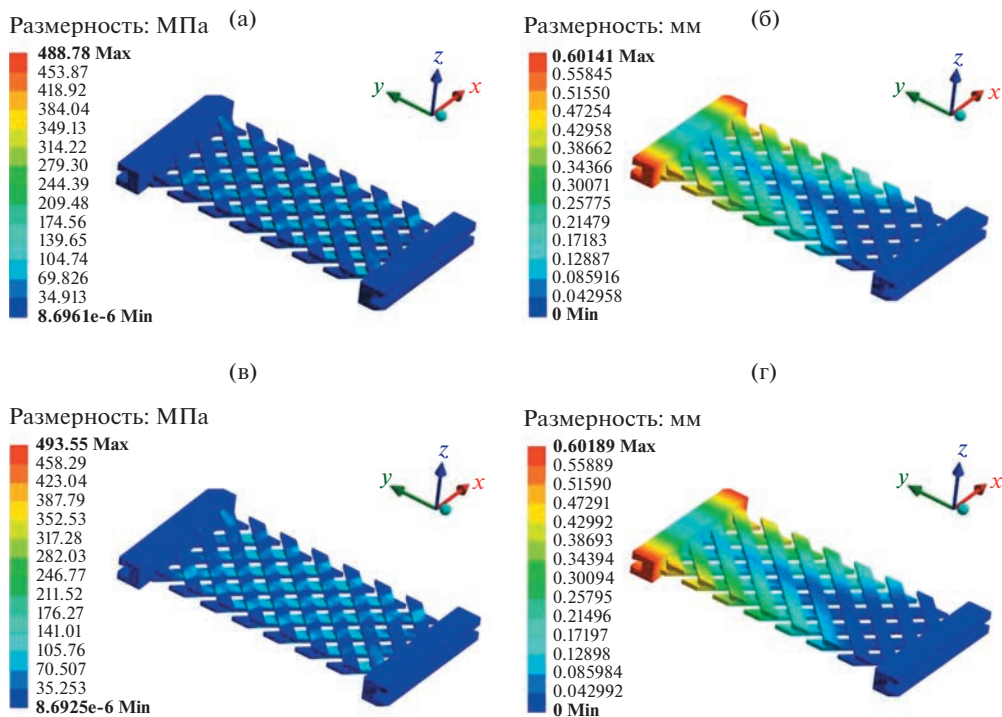


Рис. 4. Результаты математического моделирования растяжения и сжатия пантографического образца: (а) – прочность; (б) – относительное удлинение; (в) – текучесть; (г) – относительное сжатие.

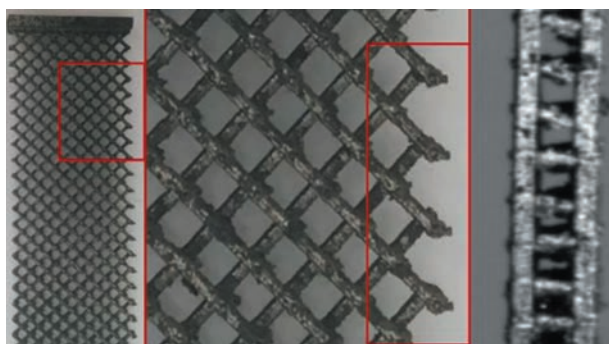


Рис. 5. Пантографическая структура из 12X18H10T. Слева направо: общий вид, увеличение, вид сбоку [1].

дартному режиму (ГОСТ 7350-77), с последующей виброгалтовкой, для сглаживания острых углов и для релаксации напряжений [23].

На настоящее время проведено математическое моделирование процесса нагружения пантографической конструкции, полученной методом SLM с применением гальванического покрытия. Реализация действительного эксперимента достигает сейчас 60% (проводится механическая обработка термообработанного изделия).

Область применения таких конструкций варьируется от кузнечных цехов (как подземный демпфер для сокращения вибраций от ударного молота) до авиастроения (применение в шасси, как естественный демпфер при соприкосновении с взлетно-посадочной полосой). Отмечается также применение в установках с повышенной вибрацией для ее уменьшения и, соответственно, увеличения показателей точности. Также коллектив авторов видит область применения в строительстве сооружений и зданий.

Оборудование. Для постобработки (а именно: токарная, фрезерная и шлифовальная) используются станки: токарный станок фирмы MAZAK марки Integrex 200-III 640mt Pro; фрезерный станок Master25115 PRO; шлифовальный станок марки B Jainnher JNC-12BN.

Для термической обработки использовалась электропечь сопротивления марки СНОЛ. Для гальванического покрытия использована ванна производства компании ТЕТРА.

Само изделие получено методом SLM-печати на принтере 3D-LAR510. Расчет математического моделирования выполнен в комплексе Ansys Workbench.

Заключение. 1. В процессе селективного лазерного плавления выделяется огромное количество тепла и, как следствие, остаточное внутреннее напряжение. После изготовления компонента, он подвергается термической обработке для снятия внутреннего напряжения и точной настройки свойств материала. Многоосевые обрабатывающие центры с ЧПУ обеспечивают высокую точность обработки критических деталей. Этот конкретный компонент требовал точного внешнего диаметра, чтобы обеспечить его успешную интеграцию в полевых условиях. Так же была важна чистота поверхности. Кроме того, имеется критическая плоскостность и параллельность верхней и нижней граней изделия. Планируются вибрационные испытания с нагружением 20 кгс/мм^2 , что требует точного нарезания мест креплений. **2.** Характеристики геометрии и микроструктуры обеспечивают необычные свойства и подразумевают вторую градиентную природу этого типа материала. Из-за сотовой структуры, прежде всего, уменьшается вес всей конструкции, что создает преимущество перед стандартными изделиями и повышает КИМ. **3.** Поскольку данная конструкция должна не только облегчить вес всего механизма и увеличить КИМ при производстве, в своей среде применения нужно оптимизировать демпфирующую способность покрытий, которые будут нанесены на поверхность и внутренние полости детали. Согласно сравнительному анализу наиболее подходящим покрытием является гальваническое ввиду своей универсальности, дешевизны и легкости нанесения.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнена с финансовой поддержкой гранта Президента Российской Федерации «МК-398.2022.4».

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Giorgio I., Placidi L., Spagnuolo M., Peyre P., Dupuy C., Dirrenberger J., Pawlikowski M., Igumnov L. Pantographig metamaterials: a view towards applications Francesco dell'sola // Materials physics and mechanics. 2019. № 5. V. 42. P. 637. https://doi.org/10.18720/MPM.4252019_17
2. Dell'Isola F., Seppacher P. The relationship between edge contact forces, double forces and interstitial working allowed by the principle of virtual power // Comptes rendus de l'Académie des sciences. Série IIb, Mécanique, physique, astronomie. 1995. V. 7. P. 43.
3. Abali B.E. Computational Reality. Singapor: Springer, 2016.
4. Abali B.E., Müller W.H., Dell'Isola F. Theory and computation of higher gradient elasticity theories based on action principles. Archive of Applied Mechanics. 2017. V. 87 (9). P. 1495.

5. Forest S., Sab K. Stress gradient continuum theory // *Mechanics Research Communications*. 2012. V. 40. P. 16.
6. Dell'Isola F., Giorgio I., Pawlikowski M., Rizzi N.L. Large deformations of planar extensible beams and pantographic lattices: heuristic homogenization, experimental and numerical examples of equilibrium // *Proc. R. Soc. A*. 2016. V. 472 (2185). P. 20150790.
7. Бабайцев А.В., Ян Н.М. Методика оценки остаточных напряжений в образцах из сплава AlSi10Mg, полученных по технологии SLM // *Труды МАИ*. 2021. № 119. С. 1.
8. SpaceX запускает в космос напечатанные на 3D-принтере детали. *Engineering.com*, 5 августа 2014 г. www.engineering.com/3DPrinting/3DPrintingArticles/ArticleID/8196/SpaceX-Launches-3D-Printed-Parts-to-Space.aspx, 31 августа 2020 г.
9. Witkin D., Patel D., Helvajian H., Lee S., Diaz A. Surface Treatment of Powder-Bed Fusion Additive Manufactured Metals for Improved Fatigue Life // *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2019. № 28. P. 681. <https://doi.org/10.1007/s11665-018-3732-9>
10. Сингх С., Батра Н.К., Ротанг Р. КЭ анализ и экспериментальное исследование влияния размеров арматуры на вибрационные характеристики. Полипропиленовый композит // *Международный журнал инженерных исследований и разработок*. 2012. Т. 1. № 2. С. 34.
11. Елисеев Ю.С., Крымов В.В., Колесников С.А., Васильев Ю.Н. Неметаллические композиционные материалы в элементах конструкций и производстве авиационных газотурбинных двигателей. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. С. 368.
12. Елисеев Ю.С., Абраимов Н.В., Крымов В.В. Химико-термическая обработка и защитные покрытия в авиадвигателестроении. М.: Высш. шк., 1999. С. 525.
13. Елисеев Ю.С., Абраимов Н.В. Химико-термическая обработка жаропрочных сталей и сплавов. М.: Интермет Инжиниринг, 2001. С. 622.
14. Елисеев Ю.С., Крымов В.В., Малиновский К.А., Попов В.Г., Ярославцев Н.Л. Технология эксплуатации, диагностики и ремонта газотурбинных двигателей. М.: Высш. шк., 2002. С. 354.
15. Li X., Li C., Shao D., Hui Q., Cheng N. Damping mechanism of SiC particle Reinforced Al matrix composites // *MATEC Web of Conf.* 67. SMAE-2016. 2016. P. 06006. <https://doi.org/10.1051/mateconf/20166706006>
16. Безъязычный В.Ф., Аверьянов И.Н. К вопросу использования демпфирующих покрытий для снижения вибраций и шумопоглощения в ремонтном производстве // *Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника*. 2014. № 38. С. 48.
17. Абраимов Н.В., Елисеев Ю.С. Химико-термическая обработка жаропрочных сталей и сплавов. М.: Интермет Инжиниринг, 2001. С. 499.
18. Solyaev Y., Babaytsev A., Ustenko A., Ripetskiy A., Volkov A. Static and dynamic response of sandwich beams with lattice and pantographic cores // *J. of Sandwich Structures and Materials*. 2021. V. 0 (0). P. 1. <https://doi.org/10.1177/10996362211033896>
19. Ломакин Е.В., Рабинский Л.Н., Бабайцев А.В., Соляев Ю.О. Оптимальное объемное содержание ячеистых заполнителей для ударопрочных элементов конструкций, получаемых по технологии FDM // *Доклады Российской академии наук. Физика, технические науки*, издательство Российской академии наук (Москва). 2022. Т. 505. С. 73.
20. Бабайцев А.В., Добрянский В.Н., Лурье С.А., Рипецкий А.В., Соляев Ю.О., Шумская С.А. Ударопрочность трехслойных балок с сетчатыми заполнителями, работающими по принципу нелокальных механических метаматериалов // *Механика, композиционных материалов и конструкций*. 2020. Т. 26. № 2. С. 212.
21. Babaytsev A.V., Prokofiev M.V., Rabinskiy L.N. Mechanical properties and microstructure of stainless steel manufactured by selective laser sintering // *Nanoscience and Technology: An Int. J.* 2017. V. 8. № 4. P. 359. <https://doi.org/10.1615/NanoSciTechnolIntJ.v8.i4.60>
22. Babaytsev A.V., Orekhov A., Rabinskiy L.N. Properties and microstructure of AlSi10Mg samples obtained by selective laser melting // *Nanoscience and Technology: An Int. J.* 2020. V. 11. Iss. 3. P. 213. <https://doi.org/10.1615/NanoSciTechnolIntJ.2020034207>
23. Елисеев Ю.С., Масленков С.Б., Гейкин В.А., Поклад В.А. Технология создания неразъемных соединений при производстве газотурбинных двигателей / Под общ. ред. С.Б. Масленкова. М.: Наука и технологии, 2001. С. 394.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 62-192(075.8)

ВИЗУАЛИЗАЦИЯ ПРОЕКТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЧЕРВЯЧНЫХ ПЕРЕДАЧ

© 2023 г. Ю. П. Маньшин¹, Е. Ю. Маньшина^{1,*}

¹*Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия*

**e-mail: elemans@mail.ru*

Поступила в редакцию 11.05.2022 г.

После доработки 11.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

В статье рассмотрены методы графического представления связи исходных данных и основных результатов проектирования червячных передач. Разработаны графики, на которых визуализированы исходные данные, результирующие размеры и скорости скольжения в широком диапазоне передаточных чисел. Работа с обобщающими графиками предотвращает ошибки и значительно сокращает время выбора параметров передачи в соответствии с критериями работоспособности.

Ключевые слова: червячная передача, межосевое расстояние, частота вращения, вращающий момент, скорость скольжения

DOI: 10.31857/S0235711923040090, **EDN:** XLWGM

Червячные передачи с цилиндрическими червяками для преобразования параметров вращательного движения между скрещающимися валами стандартизованы [1] в широком диапазоне передаточных чисел (8–80), которые при сравнительно невысокой мощности на входе (до 20 кВт) позволяют получать на выходе весьма высокие вращающие моменты, до десятков тысяч Нм. Расположение валов в пространстве, использование современных конструкций (полые валы, фланцевые крепления редукторов, двигателей, и т.п.) позволяют кардинально сжимать габариты привода.

Алгоритмы проектирования и изготовления червячных передач рассмотрены в технической литературе [1–7]. При различных подходах к проектированию червячных передач актуальна задача выбора материалов червяка и венца червячного колеса. Эти детали червячной пары, работающие в условиях нагруженного контакта, обкатывания и скольжения можно изготовить из множества комбинаций материалов, обладающих различными эксплуатационными свойствами и стоимостью технологии их изготовления [4]. Критерием выбора материалов является скорость скольжения в контакте, которую можно определить после цикла прочностных и геометрических расчетов, в которых должны использоваться механические характеристики материалов передачи. Для выхода из этой замкнутой расчетной ситуации в литературе [2–7] предложены различные приближенные формулы предварительного определения скорости скольжения по исходным данным (ИД): кинематическая схема, режим работы, срок службы, передаваемая мощность, частота вращения червяка, передаточное число. Нередко ориентировочные расчеты и их проверка на стадии кинематических расчетов дает значительные (до 100%) расхождения скоростей скольжения. Либо, при итеративном подборе межосевых расстояний, расчеты могут привести к расходящимся рядам размеров передачи и ее скоростей скольжения.

Таблица 1. Выборочные параметры основного ряда червячных передач по ГОСТ 2144-93, расчетные углы подъема винтовой линии червяка γ_w и ориентировочные КПД в их связи с передаточным числом; межосевые расстояния a_w , мм

u	8	10	12.5	16	20	25	31.5	40	50	63	80	
z_1	4	4	4	2	2	2	1	1	1	1	1	
q	8	10	12.5	8	10	12.5	8	10	12.5	16	20	
γ_w°	26.57	21.8	17.74	14.04	11.31	9.09	7.13	5.71	4.57	3.58	2.86	
КПД	0.9	0.89	0.88	0.83	0.81	0.8	0.73	0.69	0.66	0.61	0.6	
$K_{H\beta}$	1.16	1.09	1.07	1.09	1.05	1.04	1.04	1.02	1.02	1.02	1.01	
a_w												
1 ряд	40	50	63	80	100	125	160	200	250	315	400	
2 ряд	45	57	71	90	112	140	180	225	280	355	450	500

Для обобщения представления скоростей скольжения червячных передач использованы ряды межосевых расстояний a_w , передаточных чисел u по ГОСТ 2144-93 (табл. 1) и коэффициенты диаметра червяка q червячных передач по ГОСТ 19672-74 в рекомендованных выборочных сочетаниях параметров зацепления.

Межосевые расстояния a_w и частоты вращения червяка n_1 связаны со скоростями скольжения v_s через геометрические и кинематические характеристики передачи формулами:

– межосевое расстояние

$$a_w = 0.5(d_{w1} + d_{w2}) = 0.5d_{w1}(1 + u \operatorname{tg} \gamma_w), \text{ мм}; \quad (1)$$

– передаточное число червячной передачи

$$u = d_{w2}/(d_{w1} \operatorname{tg} \gamma_w) = z_2/(q \operatorname{tg} \gamma_w). \quad (2)$$

Углы подъема винтовой линии на начальной окружности червяка (вычислены в табл. 1)

$$\gamma_w = \arctg(z_1/(q + 2X)), \text{ град}, \quad (3)$$

где X – коэффициент смещения инструмента при нарезании червяка.

Окружная скорость на начальной окружности червяка

$$v_{w1} = \pi d_{w1} n_1 / 60, \text{ м/с}. \quad (4)$$

Скорость скольжения

$$v_s = v_{w1} / \cos \gamma_w, \text{ м/с}. \quad (5)$$

Ряду передаточных чисел (2) соответствует ряд углов подъема винтовой линии червяка (3), убывающий вместе с ростом передаточных чисел не зависящий от величины межосевых расстояний (табл. 1). Поэтому в каждое из межосевых расстояний a_w (1) можно вписать червячные передачи с передаточными числами u по табл. 1, за счет изменения углов подъема винтовой линии червяка γ_w (3). Отсюда, используя кинематические связи между геометрическими параметрами (4), (5), можно вычислить скорости скольжения v_s в зависимости от частоты вращения червяка n_1 и углов подъема γ_w . При этом наибольшая скорость скольжения в каждом межосевом расстоянии соответствует наибольшему углу подъема $\gamma_{\max}$ при передаточном числе $u = 8$ (табл. 1), минимальном для ряда.

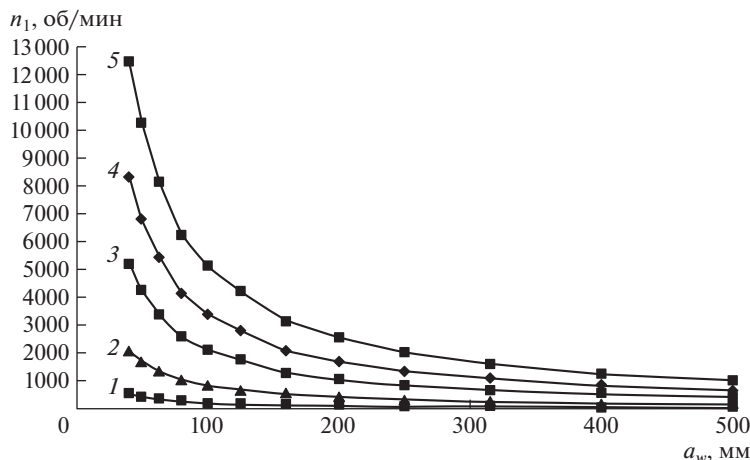


Рис. 1. Области частот вращения червяка n_1 с ограниченными скоростями скольжения, не превышающими v_s графика, для стандартных значений ряда межосевых расстояний a_w (отмечены маркерами):

1 – $v_s = 0.5$ м/с; 2 – $v_s = 2.0$ м/с; 3 – $v_s = 5.0$ м/с; 4 – $v_s = 8.0$ м/с; 5 – $v_s = 12.0$ м/с.

Задачей настоящей статьи является визуализация выбора основных параметров при проектировании червячных передач, которая минимизирует время и возможность ошибок.

Визуализация скоростей скольжения в их связи с ИД возможна как обратная задача алгоритма (1)–(5). Ее можно реализовать подбором рядов частот вращения червяка n_1 для фиксированных значений межосевого расстояния a_w основного ряда (табл. 1), соответствующих максимальной скорости скольжения $v_{s\max}$. Либо с использованием функции, полученной из (1)–(5)

$$n_1 = 30v_s \cos \gamma_w (1 + u \operatorname{tg} \gamma_w) / \pi a_w, \text{ м/с}, \quad (6)$$

где для построения ряда n_1 использованы: a_w – аргумент функции в виде ряда межосевых расстояний по ГОСТ 2144-93, табл. 1; $u = 8$ – минимальное передаточное число по ГОСТ 2144-93, (табл. 1); γ_w – максимальный угол подъема винтовой линии на начальной окружности червяка (табл. 1); v_s – постоянный параметр скорости скольжения $v_{s\max}$ для каждого межосевого расстояния при минимальном передаточном числе.

Рассчитаны пять рядов функции $n_1(a_w)$, при пороговых значениях $v_s = 0.5, 2.0, 5.0, 8.0, 12.0$ м/с, ограничивающих применение различных групп материалов червячных передач [8–11]. После этого построены пять кривых гиперболического типа, разграничивающих пространство $n_1(a_w)$ на области с различными скоростями скольжения (рис. 1).

Области, ограниченные таким образом, расположены между осями координат и огибающими $n_1(a_w)$ по точкам с равными $v_{s\max}$ для межосевых расстояний a_w стандартного ряда.

Область частот вращения n_1 между осями координат и кривой $v_s = 2$ м/с соответствует применению материалов 3 группы – относительно мягкие серые чугуны СЧ15, СЧ20 по ГОСТ 1412-85 для червячных колес и нормализованные или улучшенные стали для червяков.

Область частот вращения n_1 между кривыми $v_s = 2-5$ м/с соответствует применению материалов 2 группы – бронзы литейные безоловянные, марок БрА10Ж4Н4, БрА10ЖЗМц1 по ГОСТ 493-79 для венцов червячных колес и объемно или поверхностно закаленные стали для червяков со шлифованными витками.

Область частот вращения n_1 между кривыми $v_s = 5-8$ м/с соответствует применению материалов 1 группы – бронзы литейные низкооловянные по ГОСТ 613-79 типа Бр05Ц5С5 при мощностях до 1 кВт.

Область частот вращения n_1 между кривыми $v_s = 8-12$ м/с соответствует применению специализированного материала 1 группы для венцов червячных колес высокооловянной бронзы БрО10Ф1 по тому же стандарту с червяками из поверхностно закаленных цементованных сталей со шлифованными и полированными витками.

Область частот вращения n_1 между осями координат и кривой $v_s = 0.5$ м/с соответствует снижению влияния износа на работоспособность передачи, но при росте вращающего момента на колесе возрастает значение прочностных характеристик материала.

Графики $n_1(a_w)$ (рис. 1) предоставляют возможности ускорения инженерного анализа и проектирования червячных передач. Эти возможности заключаются в следующем: ИД для проектирования червячной передачи дают одну координату n_1 , об/мин, на графиках $n_1(a_w)$ (рис. 1), и в совокупности содержатся основания для ориентировочного выбора группы материалов. Далее можно определить параметры движения на валу червячного колеса и в том числе вращающий момент $T_2 = T_1 u \eta$, Нм, где $T_1 = 9550 N_1 / n_1$, Нм, η – справочное значение КПД, соответствующее передаточному числу u (табл. 1).

Для сокращения времени выполнения расчетов по критериям работоспособности в [12] представлены графики зависимости межосевых расстояний червячных передач от вращающего момента на тихоходном валу – кривые $a_w(T_2)$ для основных материалов передач (рис. 2).

Графики $a_w(T_2)$ для передач с линейчатыми червяками архимедовым (ZA), конвolutным (ZN), эвольвентным (ZL) получены из формул проектного расчета [2, 5, 8] по условию контактной выносливости и износа

$$a_w \geq \left(\frac{z_2}{q} + 1 \right)^3 \sqrt[3]{ \left[\frac{170}{\frac{z_2}{q} [\sigma_{HP}]} \right]^2 T_2 K_{H\beta} K_{HV} }, \text{ мм.} \quad (7)$$

При построении графиков $a_w(T_2)$ передач с нелинейчатым червяком ZT, использована формула [13] ориентировочного значения межосевого расстояния a_w по тем же критериям

$$a_w \geq 530 \times \sqrt[3]{ \frac{T_2 K_{H\beta}}{\sigma_{HP}^2} }, \text{ мм.} \quad (8)$$

Если в формулах межосевого расстояния a_w (7) и (8) зафиксировать параметры зацепления, между вращающим моментом T_2 и межосевым расстоянием a_w будет установлена функциональная связь третьей степени. На рис. 2 приведены графики межосевых расстояний при изменении момента T_2 в диапазоне 25–20000 Нм для червячных колес из материалов первой (с венцами колес из Бр05Ц5С5, БрО10Ф1), второй (венцы из БрА10Ж4Н4, БрА10ЖЗМц1) и третьей (колеса из СЧ15, СЧ20) групп.

Фиксированные параметры, выбранные для построения графиков $a_w(T_2)$: степень точности 7, циклограмма нагрузки с коэффициентом эквивалентности $K_{HE} = 0.318$

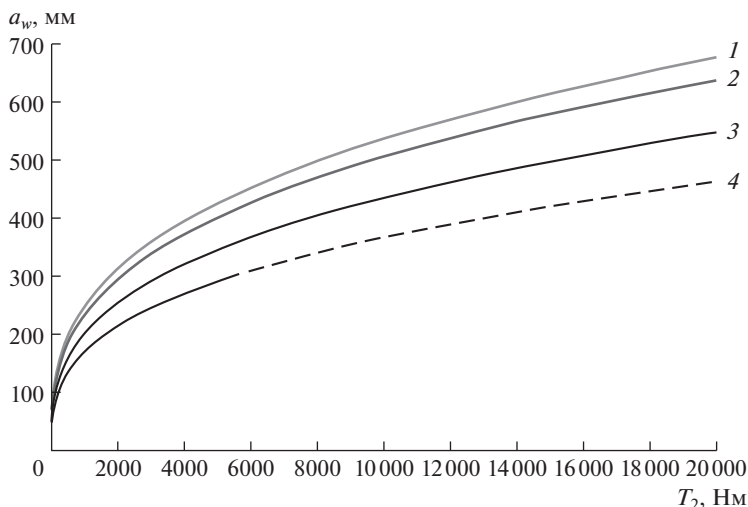


Рис. 2. Межосевые расстояния червячных передач по условию контактной выносливости для червячных колес из материалов: 1 — низкооловянная бронза марки БрО5Ц5С5; 2 — серый чугун марки СЧ 20; 3 — высокооловянная бронза марки БрО10Ф1 и безоловянная бронза марки БрА10Ж4Н6 с линейчатыми червяками ZA, ZN, ZL; 4 — бронзы БрО10Ф1 и БрА10Ж4Н6 с нелинейчатыми червяками ZK, ZT.

(среднее между режимами 1 (тяжелый) и 2 (средневероятностный) [6], передаточное число $u = 25$ (медианное значение стандартного ряда, табл. 1), число заходов червяка $z_1 = 2$, число зубьев колеса $z_2 = 50$, коэффициент диаметра червяка $q = 12.5$ по ГОСТ 19672–74, расчетные коэффициенты концентрации $K_{H\beta} = 1.17$ и качества $K_{HV} = 1.1$ при частоте вращения $n_1 = 1500$ об/мин.

Допускаемые контактные напряжения рассчитаны [6] для материалов группы 1 по наработке $t_h = 20000$ час: БрО10Ф1 $\sigma_{HP} = 176$ МПа, при скорости скольжения $v_s = 5$ –12 м/с; БрО5Ц5С5 $\sigma_{HP} = 128$ МПа, при v_s до 8 м/с.

Для бронзы БрА10Ж4Н4 (группа 2, допустимые скорости скольжения v_s до 5 м/с) $\sigma_{HP} = 175$ МПа.

Для серых чугунов СЧ15, СЧ20 (группа 3, допустимые скорости скольжения v_s до 2 м/с) $\sigma_{HP} = 140$ МПа по скорости скольжения $v_s = 1$ м/с.

Кривые $a_w(T_2)$ для передач с нелинейчатым червяком ZT построены для материалов колес БрО10Ф1 и БрА10Ж4Н4 с теми же допускаемыми напряжениями, что и для передач с линейчатыми червяками.

Отклонение a_w с максимальным и минимальным передаточными числами от a_w с передаточным числом $u = 25$ при соответствии геометрии передач приведенным стандартам (табл. 1) исследована на ряде сравнения $a_w(u)$ с фиксированным моментом $T_2 = 5000$ Нм. При построении этого ряда по формуле (7) коэффициент концентрации в зависимости от передаточного числа [6] получен по формуле $K_{H\beta} = 1 + (z_2/\theta)^3(1 - T_{0x})$, и приводится в табл. 1.

Для ранжирования диапазона коэффициентов качества $K_{HV} = 1$ –1.3 при скоростях v_2 на делительной окружности червячного колеса более 3 м/с в зависимости от передаточного числа и межосевого расстояния были вычислены матрицы скоростей v_2 в

координатах (a_{wi}/u_j): размером 11×11 . Вектор a_{wi} – строка 1 ряда межосевых расстояний, вектор u_j – столбец передаточных чисел передач (табл. 1). Вычислены 4 матрицы для значений частоты вращения червяка $n_1 = 3000, 1500, 1000, 750$ об/мин. Матрицы не приводятся ввиду ограниченного объема статьи.

Из матриц следует: при $n_1 = 3000$ об/мин более 23% передач из 121 имеют скорости $v_2 > 3$ м/с с коэффициентами K_{HV} более 1. Более 8% передач превышают $v_s = 12$ м/с, что выводит передачи за границу работоспособности. Наибольшие значения скоростей группируются вокруг значения v_2 для максимального a_w при минимальном u . Передачи с частотой вращения $n_1 = 1500$ об/мин и коэффициентом K_{HV} до 1.2 составляют только 8.26%. Скорость скольжения $v_s > 12$ м/с получена только при $a_w = 400$ мм.

Ряд сравнения межосевых расстояний $a_w(u)$, рассчитанный при $n_1 = 1500$ об/мин, при оговоренных выше условиях и $K_{HV} = 1$ вычислен для всего ряда передаточных чисел. Отклонение a_w при $u = 8$ от a_w при $u = 25$ составляет +3.68%. Это отклонение с ростом передаточного числа монотонно убывает, и при $u = 80$ составляет –0.77%. Этот разброс при работе с графиками $a_w(T_2)$ (рис. 2), и округлением межосевого расстояния к стандартному малозначим.

После выбора межосевого расстояния по графикам $a_w(T_2)$ (рис. 2), оно округляется до значения a_w по стандарту (табл. 1) к ближайшему большему, если $n_1 = 1000–1500$ об/мин, или к ближайшему меньшему, если $n_1 < 1000$ об/мин.

По графикам $n_1(a_w)$ (рис. 1), установленное межосевое расстояние проверяется на соответствие параметров передачи и предварительно выбранной группы материалов. Или группа материалов уточняется сопоставлением полей распределения $a_w(T_2)$ (рис. 2), и скоростей скольжения v_s на графиках $n_1(a_w)$ (рис. 1).

Необходимо выделить так же червячные передачи, работающие не только с высокими моментами и низкими частотами вращения на выходе, но и имеющие малое число циклов включения на относительно непродолжительное время. Характерные примеры представляют приводы дисковых либо шаровых затворов трубопроводов в технологических процессах нефте- и газодобычи, химических производствах и нефтехимии, водоснабжении и теплоэнергетике. При диаметре трубы до 1.5 м для запирания потока необходимо повернуть диск затвора на 90° , обеспечив высокий вращающий момент для уплотнения и герметизации. Во избежание гидроудара не должно превышать расчетное время рабочего хода t_0 .

В частности, по режиму работы теплосетей после окончания отопительного сезона магистральный затвор закрывается и перед началом следующего отопительного сезона затвор открывается. Срок службы затворов известных производителей фирм *Zero*, *Naval* и др. $t_c = 30$ лет. С учетом вероятности 2–3 аварий в год, требующих отключения магистрали и рекомендаций производителей выполнять профилактические закрывания–открывания ежемесячно, за срок службы происходит до 1000 включений ($N_{вкл}$). В табл. 2 приводится ряд t_0 , ранжированных в зависимости от условного диаметра затвора D_y для электромеханических приводов фирмы *Auma*, вращающие моменты при закрывании (открывании) дисковых затворов по ТУ фирм *Zero*, *Naval*. Перемещение рабочего хода штока затвора (на оси поворота запорного диска) составляет $s = 0.25$ оборота. Так как шток затвора вращается напрямую от тихоходного вала червячного редуктора, на нем будут те же момент и перемещение. Тогда диапазону условных диаметров D_y соответствует диапазон частот вращения n_2 (табл. 2).

Для обеспечения параметров на выходе приводов по табл. 2 тихоходная ступень – высокомоментная жесткая червячная передача с диапазоном передаточных чисел $u_2 = 8–80$ по ГОСТ 2144-93, или $u_2 = 6.3–110$ по ТУ 2-056-218-83 НПО “Редуктор”, СПб.

Таблица 2. Диапазоны параметров приводов дисковых затворов по ТУ фирм производителей *Zero*, *Naval*, *Auma* и по расчетам

Условный диаметр затвора D_y , мм	200–1500
Максимальный вращающий момент штока T , Нм	100–60000
Время рабочего хода t_O , с	16–288
Число включений за 30 лет службы N , вкл.	1000
Наработка за срок службы $t_h = N t_O / 3600$, час	4.44–80
Частота вращения $n_2 = 60s/t_O$, об/мин	0.94–0.052
Передаточное число привода при скорости двигателя $n_0 = 1500$ об/мин, $u = n_0/n_2$	1600–28800

Таблица 3. Выборочные технические характеристики универсальных редукторов НПО “Редуктор” по ТУ 2-056-218-83 и специальных червячных редуктора типа *KWG*

“Редуктор” по ТУ 2-056-218-83				<i>Sambo</i> с ручным приводом			
Тип ред.	a_w , мм	u	T_T , Нм	Тип ред.	a_w , мм	u	T_T , Нм
РЧ-25М	25	6.3–50	6.5–11	<i>KWG 00</i>	62.5	38	1000
РЧ-31.5	31.5	8–63	11–20	<i>KWG 01</i>	75	42	1550
2ЧМ-40	40	6.3–80	22–46	<i>KWG 02-1</i>	91.5	120	2400
2ЧМ-63	63	6.3–100	69–169	<i>KWG 04-1</i>	113	180	4300
2ЧМ-80	80	6.75–100	142–310	<i>KWG 05-1</i>	153	180	7700
Ч-100М	100	8–110	253–607	<i>KWG 05-1SD</i>	180	540	12000
Ч-125М1	125	8–100	541–1208	<i>KWG 06-1SD</i>	230	1024	26700
Ч-160М1	160	8–100	1200–2177	<i>KWG 07-1SD</i>	280.5	1088	51000
РЧН-180Н	180	12.5–63	1827–2982				

Быстроходную ступень можно выполнить в виде волнового редуктора с передаточными числами $u_1 = 50–275$ по ГОСТ 30078.2-93, либо планетарного редуктора (НТЦ “Редуктор”) с передаточными числами в диапазоне $u_1 = 4–400$.

Использование для редко включаемых приводов стандартизованных редукторов по их техническим характеристикам нерационально, т.к. заложенный в них запас долговечности чрезмерен при малом числе циклов напряжений. В то же время, эти редукторы не рассчитаны на вращающий момент, возникающий на выходе привода с высоким передаточным числом.

В табл. 3 приводятся технические характеристики червячных редукторов НПО “Редуктор”, СПб, при работе в легком повторно-кратковременном режиме с частотами вращения быстроходного вала (червяка) $n_B = 750–1500$ об/мин, и специальных приводов, применяемых для закрывания дисковых затворов фирмы *Zero* (для трубопроводов с условными диаметрами 200–1500 мм), имеющих на выходе червячные редуктора компании *Sambo* типа *KWG*.

Сопоставимый по $a_w = 180$ мм редуктор типа *KWG* имеет момент на выходе в 4 раза больше (табл. 3), чем редуктор РЧН. Вероятнее всего, в результате проектирования по высоким допускаемым напряжениям. Основанием для их повышения может использоваться ограниченное число циклов включений и напряжений. ГОСТ 31592-2012 “Редукторы общемашиностроительного применения. Общие технические условия”, предполагает для передач и валов червячных редукторов с вероятностью 90% ресурс $t_h = 10000$ час. Значения показателей соответствуют длительной работе редукторов с

постоянными номинальными нагрузками. С этой позиции работа в течение смены с номинальной нагрузкой соответствует стандарту. При продолжительности непрерывной работы в смену 7 часов и вероятности нескольких включений в смену, стандарт гарантирует работоспособность червячных передач с числом включений до $N = N_{H2} = 1500$ циклов за наработку $t_h = 10000$ час. Каждое включение сопровождается одна кратковременная пусковая перегрузка. Литература [5, 6] рекомендует для проверки работоспособности червячной передачи, при этой перегрузке, допускаемые контактные напряжения: для материалов 1 группы $\sigma_{HP} = 4\sigma_T$, МПа; для материалов 2 группы $\sigma_{HP} = 2\sigma_T$, МПа; для материалов 3 группы $\sigma_{HP} = 1.65\sigma_{ВИ}$, МПа, где $\sigma_{ВИ}$ — предел прочности при изгибе чугуна.

Передачи механизмов редкого включения имеют число включений не более 1500. Отсюда можно заключить, что передача, спроектированная по максимальному моменту и максимальным перегрузочным допускаемым напряжениям так же сохранит работоспособность после 1000 циклов включения за срок службы 30 лет (табл. 2).

Графики межосевых расстояний для проектирования тихоходных высоконагруженных червячных передач при малом числе циклов контактного напряжения разработаны по аналогии с графиками рис. 2. Для получения рядов межосевых расстояний и последующего построения графиков функций $a_w(T_2)$ использована модель взаимодействия параметров червячных передач с линейчатыми червяками ZA, ZN, ZL (7), в которой T_2 — аргумент функции, вращающий момент на валу червячного колеса в диапазоне 100–70000 Нм.

Фиксированные параметры, выбранные для расчетов $a_w(T_2)$: степень точности 8, с учетом работы при низких скоростях вращения (табл. 2); параметры геометрии и кинематики (7): $u_2 = 25$, $z_1 = 2$, $z_2 = 50$, $q = 12.5$ увязаны по ГОСТ 2144-93 и определяют коэффициент концентрации $K_{H\beta} = 1.04$ (табл. 1); коэффициент качества $K_{HV} = 1.0$ при частоте вращения червяка $n_1 \leq 100$ об/мин (из табл. 2 $n_1 = n_2 u_2$) и скорости скольжения $v_s < 0.5$ м/с (рис. 1).

Характер циклов нагрузки — с достижением в каждом цикле значения максимального напряжения $\sigma_{HP\max}$. Допускаемые контактные напряжения: для бронзы БрО10Ф1 $\sigma_{HP\max} = 780$ МПа, как материала 1 группы при наработке $N_{H2} = 1500$ циклов; для бронзы БрА10Ж4Н4 (группа 2) $\sigma_{HP\max} = 920$ МПа; для серого чугуна СЧ20 (группа 3) $\sigma_{HP\max} = 693$ МПа.

Графики $a_w(T_2)$ червячных передач для наработки до 1500 циклов максимального допустимого контактного напряжения приведены на рис. 3.

Межосевые расстояния a_w по условиям прочности при максимальных напряжениях $\sigma_{HP\max}$ (рис. 3) при сравнении в сходных моментах с a_w по условиям выносливости (рис. 2) сокращаются: на 64% для бронзы БрО10Ф1, на 68% для бронзы БрА10Ж4Н6, на 66% для чугуна СЧ20, откуда следует еще более значительное сокращение по массе червячных передач (особенно при специализированном проектировании, например, редукторов *KWG* на 0.25 оборота колеса).

Безоловянная бронза БрА10Ж4Н4, с ее высоким пределом прочности позволяет при сходных вращающих моментах получить межосевые расстояния меньше до 15% по сравнению со специализированными редукторами *KWG*.

Серый чугун СЧ 20 при расчете по $\sigma_{HP\max}$ дает близкие межосевые расстояния a_w к специальным редукторам *KWG*, что эффективно с учетом наименьшей стоимости материала.

Колеса специализированных редукторов *KWG* используют свойства ковкого чугуна CD-450 класса 65-45-12 по стандарту ASTM. Ковкие чугуны по ГОСТ 1215-79, КЧ фер-

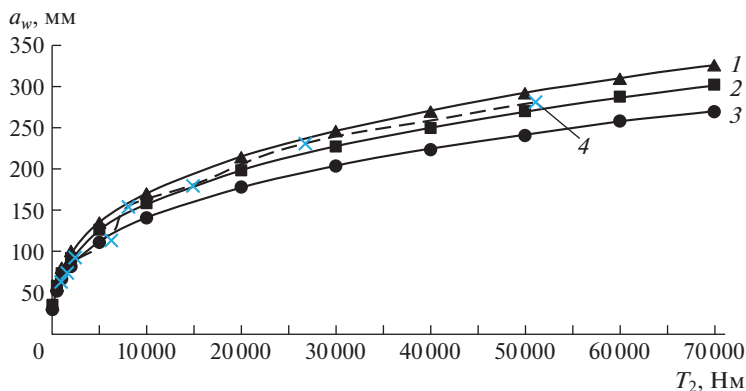


Рис. 3. Межосевые расстояния червячных передач, для работы в режиме редких включений по условию прочности при максимальных контактных напряжениях для материалов: 1 – серый чугун марки СЧ 20; 2 – высокооловянная бронза марки БрО10Ф1, безоловянная бронза марки БрА10Ж4Н6; пунктирная линия 4 – огибающая по характеристикам $a_w(T_2)$, специальных редукторов *KWG* (табл. 3).

ритного и, особенно, перлитного классов по механическим свойствам имеют большой потенциал при создании малогабаритных червячных редукторов для режима высоких моментов при малых скоростях скольжения. Однако в рассмотренной литературе не найдены сведения о параметрах и границах применения КЧ для проектирования червячных передач.

Вывод. В заключение отметим: опыт расчетов показывает, что червячные передачи, удовлетворяющие условиям контактной выносливости ($\sigma_H \leq \sigma_{HP}$) или контактной прочности ($\sigma_H \leq \sigma_{HP\max}$), также удовлетворяют условиям выносливости и прочности при изгибе зуба, если параметры передачи соответствуют выборочным параметрам по ГОСТ 2144-93. Поэтому при необходимости инженерного анализа вариантов конструкции, включающей червячную передачу, графики $a_w(T_2)$ (рис. 2, 3) вместе с графиками $n_1(a_w)$ (рис. 1), дают исчерпывающие данные для выбора размеров вариантов передач. В отличие от результатов расчетов по программам [13], где алгоритм скрыт, а связь исходных данных с результатами неочевидна, графики предоставляют визуальную информацию одномоментно, по всему пространству групп материалов, скоростей, вращающих моментов в широком диапазоне параметров. При необходимости, по выбранному окончательно варианту можно выполнить проверочные расчеты в объеме, предусмотренном существующими методиками [14–17].

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена в плане инициативной НИР.

БЛАГОДАРНОСТИ

Цитируемым авторам за создание основ проектирования передач.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

У авторов нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Анурьев В.И.* Справочник конструктора-машиностроителя. В 3 т. / Под ред. И.Н. Жесткова. 8-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 2001. 900 с.
2. Машиностроение: энцикл. в 40 т. М.: Машиностроение, 1994. Разд. IV: Расчет и конструирование машин / Под ред. А.П. Гусенков, О.П. Леликов, Ю.Н. Дроздов, 1995. 863 с.: ил.
3. *Голованов Н.Ф.* Зубчатые и червячные передачи: справочник. Л.: Машиностроение, 1967. 515 с.
4. *Сандлер А.И., Лагутин С.А., Верховский А.В.* Производство червячных передач / Под ред. С.А. Лагутин. М.: Машиностроение, 2008. 271 с.: ил.
5. *Гинзбург У.Г., Голованов Н.Ф. и др.* Зубчатые передачи. Справочник. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1980. 416 с.
6. *Длоугий В.В.* Приводы машин. Справочник. Л.: Машиностроение, 1982. 383 с.: ил.
7. *Андрienko Л.А., Вязников В.А.* Ресурс работы червячных передач по критерию изнашивания // Известия вузов. Сер. "Машиностроение". 2011. № 4. С. 3.
8. *Chakroun A.E., Hammami A., Chaari F., Haddar M., De-Juan A., Fernandez A., Viadero F.* Modal Energetic Analysis And Dynamic Response Of Worm Gear Drives With A New Developed Dynamicmodel // Comptes Rendus Mecanique. 2021. V. 349. № 2. P. 241.
9. *Поляков С.А., Гончаров С.Ю., Куксенова Л.И.* Разработка метода оценки работоспособности червячных передач на основе анализа их триботехнических показателей // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 5. С. 81.
10. *Bodzás S.* Designing And Loaded Tooth Contact Analysis Of An Archimedean Worm Gear Drive Focusing For The Connecting Teeth Of The Worm Wheel By Loaded Torques // Mechanics and Industry. 2020. V. 21. № 4. P. 405.
11. *Иванов А.С., Гончаров С.Ю.* Изнашивание червячных передач и коэффициент полезного действия в период их приработки // Вестник машиностроения. 2021. № 5. С. 22.
12. *Маньшин Ю.П., Маньшина Е.Ю.* К проектированию червячных передач с цилиндрическими червяками // Вестник ДГТУ. 2016. № 4. С. 86.
13. Передачи червячные с червяком типа ZT. Расчеты на прочность и заедание: Методич. рекомендации. ВНИИредуктор. М.: НИИмаш, 1984. 102 с.
14. Работоспособность и надежность деталей машин / Под ред. Д.Н. Решетов. М.: МВТУ им. Н.Э. Баумана, 1980. 158 с.
15. *Trubachev E.S.* Worm-Type Gear with Steel Gearwheel // Mechanisms and Machine Science (book series). 2021. V. 101. P. 185.
16. *Deng X., Wang S., Hong L., Li W., Liu Y.* High Precision Machining of Zc1 Worm Gear Drives with Large Modulus // Mechanism and Machine Theory. 2021. V. 165. P. 104437.
17. *Chernets M.* Research of Influence of Engagement Pairing of the corrected Worm Gear with Involute Worm on the life and Contact Pressure // Tribology in Industry. 2020. V. 42. № 3. P. 363.

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 622.236.4

**РАЗРАБОТКА АЛГОРИТМА ВЫЧИСЛЕНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ
ВЗРЫВНОГО ИМПУЛЬСА ПРИ ВЗРЫВОРЕАКТИВНОМ РАЗРУШЕНИИ
ПОРОДНЫХ МАССИВОВ**© 2023 г. В. О. Соловьев^{1,*}, И. М. Шведов^{2,1}¹*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*²*Университет науки и технологий МИСИС, Москва, Россия***e-mail: solovievvo@yandex.ru*

Поступила в редакцию 03.03.2023 г.

После доработки 15.04.2023 г.

Принята к публикации 20.04.2023 г.

Выполнено моделирование изменения спектральной плотности импульса напряжений при работе взрывореактивного комплекса в породном массиве. Разработан алгоритм вычисления распределения спектральной плотности импульса давления для нестационарных газодинамических процессов с учетом физико-механических свойств горных пород.

Ключевые слова: взрывореактивный способ, разрушение горных пород, спектральный анализ, импульс давления

DOI: 10.31857/S0235711923040156, **EDN:** XWRKLI

Для выбора рационального режима работы взрывореактивного комплекса (ВРК) при проведении горных работ различного назначения, таких как дробление негабарита, взрывное бурение скважин или создание воронок выброса, необходимо проводить исследования процессов формирования импульса давления в центральном канале и импульса напряжений в породном массиве [1].

Эффективность действия взрыва определяется параметрами взрывного импульса, условиями взрывания и физико-механическими свойствами горных пород [2, 3].

Для работы ВРК особое значение имеют исследования формирования нестационарного газодинамического канала — как источника силового поля давления, а также временных факторов самого взрывного импульса. Сложность исследований заключается в конструктивных особенностях работы такого комплекса, где формирование силового поля в канале уже носит нестационарный характер, а процесс распространения вглубь массива полей напряжения также нестационарный из-за особенностей (цикличности) развития зон разрушения. Картину разрушения в массиве во многом определяют характер интерференции упругих волн, процессы преломления и отражения на границах отдельностей, минеральных зерен и геологических неоднородностях. Все это приводит к образованию зон нерегулируемого дробления в массиве.

Параметры для формирования оптимального импульса давления в центральном канале во многом будут определяться требуемыми значениями для импульса напряжения в породной массе, такими как значения упругих свойств пород (модуль Юнга, коэффициент Пуассона, акустическая жесткость среды) и параметры затухания, отражения и преломления упругих волн.

В ряде экспериментальных работ были выполнены исследования действия ударных волн в породных массивах и на лабораторных образцах, с учетом параметров взрывного импульса и физико-механических свойств пород, а также исследовались последовательные стадии процесса растрескивания с учетом напряжений в массиве и эквивалентных образцах [4–9]. Для анализа и моделирования динамических процессов при взрывных работах применяют различные численные методы, позволяющие определять временные и скоростные параметры разрушения [10, 11].

В настоящей статье исследуются параметры взрывного импульса при работе ВРК методом частотного преобразования Фурье [12, 13].

Для первого этапа исследований – качественной оценки эффективности возникающих параметров импульса давления в центральном канале при работе ВРК была рассмотрена модель массива сплошной изотропной средой с заданными физико-механическими свойствами. Для модели необходимо было определить параметры импульса напряжений, исходя из требуемой степени дробления, и решить задачу перехода к обоснованию эффективных параметров взрывного импульса.

Рассматривался импульс критических напряжений для области в массиве, где величина динамической нагрузки превышает предел прочности на разрушение. Для количественной оценки использовали ранее полученные результаты моделирования затухания амплитуд упругих колебаний ударной волны в массиве [14].

В модельном плане единичный импульс напряжений можно представить как некоторую временную функцию $J_0(t)$

$$J_0(t) = \int_{t_1}^{t_2} \sigma_t dt, \quad (1)$$

где σ_t – величина критических (разрушающих) напряжений в рассматриваемой точке в данный момент времени, Па; t_1 – время начала разрушения, с; t_2 – время окончания процесса разрушения, с.

Полагая, что импульс полностью участвует в дроблении, его параметры будут эффективны для данной области массива, т.е. для разрушения породной массы до требуемого гранулометрического состава.

При традиционных способах ведения взрывных работ на горных предприятиях получить эффективный импульс дробления для всех точек массива невозможно из-за особенностей размещения взрывчатого вещества (ВВ) в скважине и существующих схемах инициирования ВВ. Конструкция ВРК и принцип его работы позволяет создать квазиоднородное поле напряжений от суперпозиции импульсов давления в ударной волне, тем самым обеспечить условия эффективного дробления значительной области в массиве и уменьшить переизмельчение породы в ближней зоне к центральному каналу. Для определения границ области дробления необходимо также учитывать физико-механические свойства самого массива, параметры затухания самого импульса при его распространении и энергоемкость процесса разрушения.

Известно, что коэффициент поглощения упругих колебаний зависит так же от формы самого импульса. Такая зависимость обусловлена неодинаковым поглощением среды в разном частотном диапазоне.

Анализ распределения спектральной плотности импульса напряжений, позволит решить задачу о нахождении эффективных параметров для формирования импульса давления в центральном канале ВРК.

Используя преобразования Фурье можно перевести временную функцию $J_0(t)$ в частотную функцию $J(f)$ посредством интегрального соотношения

$$J(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} J_0(t) e^{-i2\pi ft} dt.$$

Исходная независимая переменная t для времени (длительность импульса, с) изменяется в интервале $(-\infty, +\infty)$. Получаемая новая независимая переменная будет определяться в том же интервале и имеет смысл частоты колебаний, Гц.

Применение метода Фурье к анализу импульса напряжения требует некоторый комментарий, т.к. возникающее поле напряжений при взрыве заряда в массиве обусловлено однократным импульсом, поэтому необходимо принять некоторые допущения для представления такого процесса волной напряжений.

Разрушаемый взрывом породный массив изначально разбит различными по длине и раскрытию системами трещин, поэтому необходимо учитывать экранирующее действие на распространение энергии взрывной волны. Выделяют две характерные зоны разрушения — это ближняя зона или зона регулируемого дробления, где происходит интенсивное разрушение на отдельности (минеральные зерна) и зона нерегулируемого дробления. Варьируя параметрами работы ВРК, можно целенаправленно изменять крупность дробления в ближней зоне и минимизировать зону нерегулируемого дробления, где наблюдается стохастический процесс разрушения. Поэтому важными исследованиями в выборе режимов работы ВРК является моделирование и анализ формирования областей дробления в зависимости от развития газодинамических процессов в центральном канале.

Модель суперпозиции импульсов напряжения при работе ВРК позволяет на первом этапе рассматривать такой процесс как периодический, а любую гармоническую функцию $f(x)$ можно разложить в ряд Фурье по тригонометрическим функциям

$$F(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos \omega t n + b_n \sin \omega t n), \quad (2)$$

где a_0, a_n, b_n — коэффициенты Фурье

$$a_n = c_n \cos \varphi_n, \quad b_n = c_n \sin \varphi_n; \quad c_n = \sqrt{a_n^2 + b_n^2}, \quad \operatorname{tg} \varphi_n = \frac{b_n}{a_n}.$$

Коэффициенты a_n и b_n вычисляются по формулам

$$a_n = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{+T/2} f(t) \cos \omega t n dt, \quad b_n = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{+T/2} f(t) \sin \omega t n dt,$$

где T — период основной частоты, с; n — любое целое число.

Взрывные процессы и их исследования возможны с применением Фурье преобразования, обобщая метод разложения на непериодическую функцию, делая допущение в рассмотрении непериодической функции как предельный случай периодической при неограниченно возрастающем периоде, полагая стремление периода основной частоты к бесконечности $\omega \rightarrow \infty$.

Тогда функция (2) после преобразования и замены переменных будет иметь вид

$$F(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{i\omega t} d\omega \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) e^{-i\omega t} dt,$$

или

$$F(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} S(\omega) e^{i\omega t} d\omega, \quad (3)$$

где

$$S(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) e^{-i\omega t} dt. \quad (4)$$

Функция (3) представляет собой спектральную плотность амплитуд. Если периодическая функция имеет дискретный спектр, то при выполнении предельного перехода от ряда Фурье к его интегралу, происходит слияние отдельных линий спектра и такой спектр уже будет сплошным.

Распределение спектральной плотности по частотам спектра является важной характеристикой состава сплошного спектра.

Породный массив можно рассматривать как квазистатическую систему, реагирующую на импульс давления, т.е. способную на резонансный отклик в определенном частотном диапазоне.

Для оптимизации процесса разрушения, управления таким процессом, необходимо формировать взрывной импульс таким образом, чтобы распределение спектральной плотности импульса и резонансные свойства среды находились в соответствии друг с другом. Согласованность такой системы для частотного диапазона можно оценить, вводя некоторый коэффициент отношения амплитуд колебаний

$$\varphi(\omega_n) = \frac{A_n}{A_0},$$

где $\varphi(\omega_n)$ — коэффициент соответствия амплитуд колебаний на частоте ω_n ; A_n — амплитуда возбужденного колебания на данной частоте в массиве, м; A_0 — амплитуда возбуждающего колебания (амплитуда взрывного импульса) на той же частоте, м.

При сплошном спектре величину этого коэффициента можно оценить через отношение спектральных плотностей распределения взрывного импульса и отклика системы

$$\varphi(\omega_n) = \frac{S_1(\omega_n)}{S_2(\omega_n)}, \quad (5)$$

где $S_1(\omega_n)$ — спектральная плотность амплитуд отклика в массиве на частоте ω_n , м/Гц; $S_2(\omega_n)$ — спектральная плотность амплитуд в центральном канале при работе ВРК на частоте ω_n , м/Гц.

Очевидно, что величина коэффициента $\varphi(\omega_n)$ будет зависеть от частоты колебаний, физико-механических (акустических) свойств массива, степени его нарушенности, размера и ориентации трещин в зоне разрушения.

Зная физические свойства горных пород, теоретически, можно построить зависимость коэффициента соответствия от частоты колебаний, но для получения более надежных результатов требуются экспериментальные исследования.

Вычислив распределение спектральной плотности импульса давления в центральном канале при работе ВРК можно определить и параметры самого импульса

$$P(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} S_2(\omega) e^{i\omega t} d\omega$$

или

$$P(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{S_1(\omega)}{\varphi(\omega)} e^{i\omega t} d\omega \quad (6)$$

Эффективные параметры импульса можно определить из условия создания критических полей напряжения — распределения спектральной плотности (4). С учетом конкретного строения горных пород и требуемого размера зоны разрушения при расстоянии r от центрального канала до точки в породном массиве и акустической жесткости z (для упрощения анализа модели будем рассматривать две отдельности в массиве

Таблица 1. Акустические свойства некоторых горных пород

Порода	ρ , кг/м ³	v_p , м/с	$z \times 10^{-6}$, Н/(м ³ с)	θ , м ⁻¹
Габбро	2900	6250	18.1	0.050
Гранит	2780	4350	12.6	0.130
Песчаник	2500	2800	7.1	0.260
Серпентинит	2740	6400	17.5	0.085

ве с импедансами z_1 и z_2 и коэффициенте поглощения θ), спектральную плотность импульса в массиве определяем следующим образом:

$$S_1(\omega) = \frac{S(\omega) z_2}{\theta r z_1} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) e^{-i\omega t} dt. \quad (7)$$

Зная спектральную плотность требуемого импульса (7) можно обратным преобразованием вычислить его параметры – длительность τ , с; величину создаваемых им напряжений σ_1 , Па

$$\sigma_1(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{i\omega t} d\omega z_2}{2\pi \theta r z_1} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) e^{-i\omega t} dt.$$

Для единичного импульса (1) величины спектральных плотностей имеют вид

$$S(\omega) = \sigma \tau \frac{\sin 0.5\omega\tau}{0.5\omega\tau};$$

$$S_1(\omega) = \frac{J_0(t) z_2}{\theta r z_1} \frac{\sin 0.5\omega\tau}{0.5\omega\tau}.$$

Характеристику самого импульса напряжений в глубине массива можно определить из выражения

$$\sigma_1(t) = \frac{J_0(t)}{2\pi \theta r} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{z_1}{z_2} \frac{\sin 0.5\omega\tau}{0.5\omega\tau} e^{i\omega t} d\omega.$$

Для расчетов параметров импульсов необходимо знать акустические параметры горных пород в массиве. Некоторые данные по акустическим свойствам (объемная плотность ρ , скорость продольной волны v_p , акустическая жесткость z и коэффициент затухания θ) приведены в табл. 1.

Алгоритм выполнения расчетов, следующий: **1.** По формуле (4) проводим вычисление спектральной плотности амплитуд колебаний $S_0(\omega)$ в центральном канале работающего ВРК, используя данные ранее проведенного моделирования газодинамических процессов [11]. **2.** Вычисляем спектральную плотность упругих колебаний в массиве на расстоянии r с учетом его акустических свойств $S_1(\omega)$

$$S_1(\omega) = \left(\theta r \frac{z_2}{z_1} \right)^{-1} S_0(\omega). \quad (8)$$

3. Рассчитываем величину возникающих напряжений в массиве на расстоянии r от центрального канала ВРК (задавая физико-механические свойства пород в массиве,

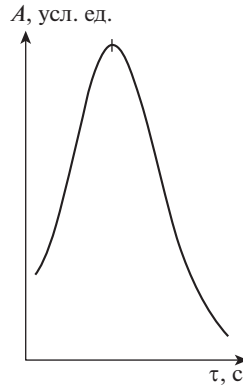


Рис. 1. Модельная форма импульса давления для участка центрального канала.

определяем границы области разрушения, тем самым можно управлять зоной регулируемого дробления)

$$\sigma_1(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \left(\theta r \frac{z_2}{z_1} \right)^{-1} S_0(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (9)$$

4. Спектральную плотность импульса давления, возникающего в центральном канале ВРК, оцениваем по формуле, с учетом (5) и (8)

$$S_2(\omega) = \left[\varphi(\omega) \theta r \frac{z_2}{z_1} \right]^{-1} S_0(\omega). \quad (10)$$

5. Величину давления, соответствующего спектральной плотности (10), находим, используя выражение (6)

$$P(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \left[\varphi(\omega) \theta r \frac{z_2}{z_1} \right]^{-1} S_0(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (11)$$

В дальнейшем, для численного моделирования были использованы результаты, полученные в работе [11].

Исследования показали, что газодинамический процесс при работе ВРК стохастический и весьма сложен для математического анализа, поэтому для упрощения вычислений был выбран участок фронта волны давления с максимальной амплитудой давления. Для количественной оценки модельного распределения спектральных плотностей импульсов напряжения в массиве и давления в центральном канале ВРК, был выбран фрагмент графика распределения величины давления в центральном канале. Форма исследуемого импульса показана на рис. 1.

Для модельных вычислений, длительность импульса, обеспечивающего эффективность разрушения породного массива (созданию критических напряжений σ_r), была принята $\tau = 100$ мс, предполагая, что такой импульс должен удовлетворять следующим условиям — превосходить критические амплитудные значения смещения в 2 раза и создавать зону разрушения в радиусе 10 м от стенки образующегося взрывного канала.

Расчеты распределения спектральной плотности импульса напряжения были выполнены для модели изотропной среды, сложенной песчаником с известными акустическими свойствами. Подставляя акустические исходные данные из табл. 1, получим

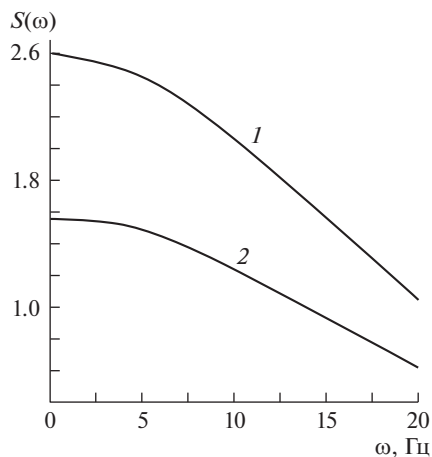


Рис. 2. Распределение спектральной плотности импульсов давления: 1 – для $S_0(\omega_0)$ с начальной длительностью $\tau_0 = 92$ мкс; 2 – для $S_1(\omega_1)$ с начальной длительностью $\tau_1 = 195$ мкс.

выражение для спектральной плотности импульса центрального канала с максимальной амплитудой

$$S_0(\omega_0) = 2.6\sigma_l e^{-\frac{\omega_0^2}{440}}. \quad (12)$$

Тогда значение для частотного распределения спектральной плотности импульса при спаде давления будет

$$S_1(\omega_1) = 1.56\sigma_l e^{-\frac{\omega_1^2}{440}}. \quad (13)$$

В полученных выражениях (12) и (13) частотные значения импульсов ω_0 и ω_1 задавались в диапазоне частот 0–20 кГц. На рис. 2 приведены графики распределения спектральных плотностей импульсов при изменении амплитуды и длительности импульса давления.

Используя формулу (9), с учетом (12), получим выражение для требуемого (эффективного) импульса напряжений у поверхности образующей скважины

$$\sigma_l(\tau) = 2.6\sigma_l e^{-550\tau^2}.$$

На рис. 3 приведено моделирование изменения амплитуды импульса напряжения при увеличении его длительности.

В выполненных расчетах полагалось, что начальная амплитуда импульса σ_l оставалась фиксированной величиной для всех случаев. Для наглядного представления динамики распространения импульса напряжения в изотропном массиве на расстояние 10 м от центрального канала, было выполнено моделирование в полярных координатах, где за полюс системы координат был выбран центр образующегося канала при работе ВРК. На рис. 4а, б приведены этапы эволюции фронта импульса напряжения при спаде амплитуды импульса и увеличении его длительности. Расчеты были сделаны для условия затухания амплитуды импульса с одновременным увеличением его длительности.

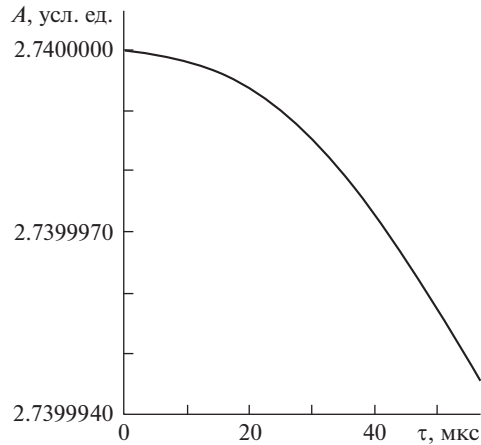


Рис. 3. Изменение амплитуды импульса напряжения у стенки скважины при возрастании длительности импульса до 57 мкс.

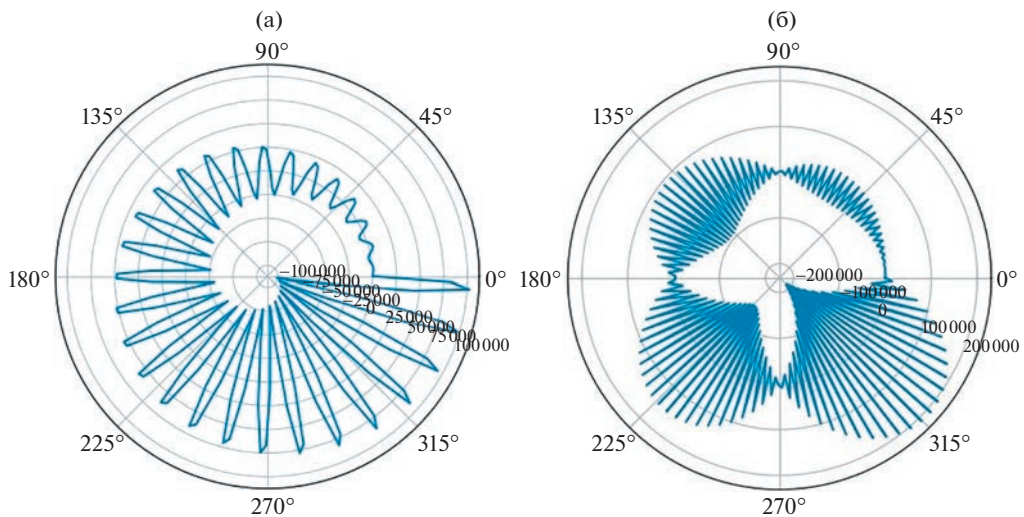


Рис. 4. Форма эволюции фронта распространения импульса напряжения в массиве: (а) – для импульса с $A = 2.6$ и $\tau = 92$ мкс; (б) – для импульса с $A = 0.5$ и $\tau = 195$ мкс.

Выводы. 1. Разработанная методика анализа распределения спектральной плотности импульса давления и выполненные предварительные расчеты показали принципиальную возможность ее применения для анализа сложных газодинамических процессов при работе твердотопливных генераторов ударных волн. **2.** Полученное выражение (11) для распределения спектральной плотности импульса давления можно рассматривать в качестве расчетной модели для анализа нестационарных газодинамических процессов при работе переносного взрывореактивного комплекса. **3.** Выполненный анализ изменения амплитуды импульса напряжения у стенки скважины с

увеличением длительности импульса, подтверждает ранее выполненные расчеты [14] о развитии зоны трещинообразования в радиусе 10 м от центрального канала при работе генератора ударных волн в довольно крепких породах. 4. Моделирование ударных нестационарных процессов с учетом физико-механических свойств пород позволит выбрать эффективные параметры импульса давления в формирующейся скважине (центральный канал) и возникающего импульса напряжений в массиве для конкретных горно-геологических условий.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Solov'ev V.O., Shvedov I.M. Portable complex for controlled explosive reactive drilling of rocks // Int. J. of Engineering and Technology. 2018. V. 7. № 2.23. P. 140.
2. Гончаров С.А., Дугарцыренов А.В. Формирование импульса давления при взрыве скважинных зарядов на карьерах // Горный информационно-аналитический бюллетень (ГИАБ). 2000. № 12. С. 31.
3. Кутузов Б.Н., Андриевский А.П. Новая теория и новая технология разрушения горных пород удлиненными зарядами взрывчатых веществ. Новосибирск: Наука, 2002. 96 с.
4. Зилеев Г.П., Зилеев А.Г. Оценка влияния взрывного импульса на параметры взрывной воронки // Записки Горного института. 2004. Т. 156. С. 136.
5. Wang J., Yin Y., Esmaili K. Numerical simulations of rock blasting damage based on laboratory-scale experiments // J. of Geophysics and Engineering. 2018. V. 15. № 6. P. 2399. <https://doi.org/10.1088/1742-2140/aac1f7>
6. Ge J., Xu Y., Huang W., Wang H. et al. Experimental study on crack propagation of rock by blasting under bidirectional equal confining pressure load // Sustainability. 2021. V. 13 (21). 12093. <https://doi.org/10.3390/su132112093>
7. Lou X., Luo R., Yu J. Attenuation Law of Stress Waves in Cracked Rock Mass under Different Confining Pressures // Advances in Civil Engineering. 2019. № 3. P. 1. <https://doi.org/10.1155/2019/7325634>
8. He C., Yang J., Yu Q. Laboratory study on the dynamic response of rock under blast loading with active confining pressure // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. 2018. V. 102. № 5. P. 101.
9. Rao J.S., Bhatnagar R., Verma A.K. Experimental investigation of shock wave attenuation in rock media // Int. J. of Rock Mechanics and Mining Sciences. 2013. V. 57. P. 62.
10. Yuan W., Su X., Wang W., Wen L., Chang J. Numerical study of the contributions of shock wave and detonation gas to crack generation in deep rock without free surfaces // Journal of Petroleum Science and Engineering. 2019. V. 177. P. 699.
11. Li Y., Cao J., Chen X., Huang C., Zhao Q. Numerical investigation on crack formation and penetration mechanism between adjacent blastholes // Shock and Vibration. 2020. P. 1. <https://doi.org/10.1155/2020/8816059>
12. Отнес Р., Эноксон Л. Прикладной анализ временных рядов. Основные методы. М.: Мир, 1982. 428 с.
13. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М.: Наука, 1984. 831 с.
14. Соловьев В.О., Шведов И.М. Исследование особенностей скоростей роста трещин в горных породах при взрывореактивном способе их разрушения // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2021. № 5. С. 72.

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 355.358.1

**МОДЕЛЬ ПЕРЕДАЧИ ИНФОРМАЦИИ ПО ЭЛЕМЕНТАМ
АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ СВЯЗИ**© 2023 г. А. М. Попов^{1,*}, В. И. Филатов²¹*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*

Поступила в редакцию 10.01.2023 г.

После доработки 01.02.2023 г.

Принята к публикации 20.02.2023 г.

В статье рассматривается модель передачи информации по элементам автоматизированной системы управления связи на основе сети Петри, которая позволяет динамически контролировать и управлять состоянием системы связи с учетом заданных временных ограничений и возможных внешних воздействий. Представлен общий описательный подход к составлению модели без учета конкретных внешних воздействий. Рассматривается три возможных состояния системы связи с учетом возможных негативных возмущающих воздействий.

Ключевые слова: сеть Петри, конечный автомат, ограниченное время, негативные воздействия, управление состоянием

DOI: 10.31857/S0235711923030148, EDN: PQRZOA

Математическая модель передачи информации по элементам автоматизированной системы управления (АСУ) связи предназначена для определения состояния каждого канала и узла на заданный момент времени. При этом функционирование и применение АСУ связи в условиях различных мешающих воздействий включает следующие основные этапы прохождения информации: обмен и передача данных внутри сети; передача информации о состоянии сети в АСУ; контроль выполнения операций, корректирующих функционирование сети.

При моделировании процесса функционирования системы передачи данных в условиях различных мешающих воздействий целесообразно в качестве основных выделить следующие состояния ее элементов (рис. 1): z_0 — исходное (каналы и узлы готовы к передаче данных); z_1 — функционирование (обработка полученной управляющей информации); z_2 — каналы и узлы не функционируют.

Переход каналов и узлов из состояния z_0 в состояние z_1 происходит при получении управляющей информации, в состояние z_2 — при критических воздействиях на главные узлы и каналы сети. Получить аналитические выражения для определения вероятностей нахождения АСУ в заданные моменты времени в том или ином состоянии достаточно трудно, так как ее текущее состояние будет зависеть и от текущего состояния остальных элементов системы. Для описания смены состояний узлов и каналов целесообразно применять статистическое моделирование [1, 3, 4].

При помощи статистической модели моделируется функционирование каждого отдельного узла и канала в заданные моменты времени. Время моделирования состояний узлов и каналов определяется механизмом продвижения модельного времени.

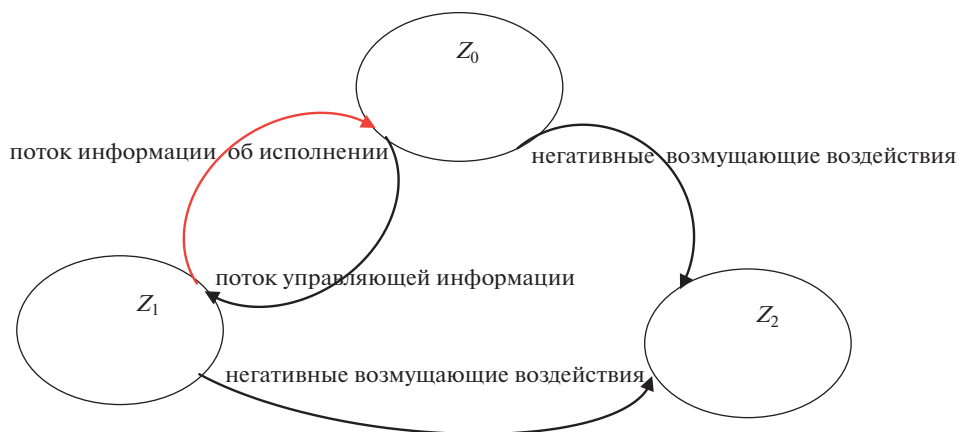


Рис. 1. Граф состояний системы передачи данных, передаваемых на АСУ.

Для моделирования процесса функционирования АСУ связи важно знать состояние каждого узла и канала на момент получения ими управляющей информации. В этой связи переход к очередному моменту модельного времени происходит по времени передачи управляющей информации между узлами по каналам. При этом последующее состояние узлов однозначно определяется состоянием, в котором они находились ранее. Это условие позволяет считать АСУ связи динамической системой, которую можно представить в виде конечного автомата [2]. Изменение состояний конечного автомата происходит в соответствии с модельным временем, которое меняется в зависимости от времени передачи управляющей информации. Одновременно информация может передаваться нескольким узлам и по различным каналам связи. Для описания конечного автомата, в котором смена состояний может осуществляться параллельно несколькими путями, целесообразно использовать математический аппарат сетей Петри [1]. Сети Петри предназначены для описания систем, компонентам которых присущи совмещенность или параллелизм.

Сеть Петри представляется в виде четверки [2]

$$C = (P, T, I, O),$$

где $P = (p_1, p_2, \dots, p_i, \dots, p_n)$ – конечное множество позиций, $i = 1 \dots n$, $n \geq 0$; $T = (t_1, t_2, \dots, t_j, \dots, t_m)$ – конечное множество переходов, $j = 1 \dots m$, $m \geq 0$; $I: P \rightarrow T$ – входная функция, которая определяет входные позиции для перехода; $O: T \rightarrow P$ – выходная функция, которая определяет выходные позиции для перехода.

В сетях Петри для описания состояний конечного автомата используется понятие “фишка”. Перемещаясь по позициям, фишка меняет состояние конечного автомата [5, 7].

С использованием аппарата сетей Петри АСУ связи можно представить в формализованном виде следующим образом: позиции P – узлы и каналы сети: $n = 1 \dots Kol^{КиУ}$, где $Kol^{КиУ}$ – общее количество каналов (К) и узлов (У); переходы T – управляющие узлы сети: $m = 1 \dots \sum_{i=1}^{Kol^{КиУ}} Kol_i^{УУ}$, где $Kol_i^{УУ}$ – количество комплектов аппаратуры управления, размещенной на i -м пункте управления; входная функция I – определяет каналы связи, по которым управляющая информация передается от узлов на другие элементы сети; выходная функция O – определяет каналы связи, по которым на АСУ

поступает управляющая информация; фишка (маркер) – управляющая сетью информация (сигналы).

Процесс передачи управляющей информации по элементам системы в сети Петри моделируется перемещением фишек по позициям – выполнение сети. Перемещаясь по позициям, фишки изменяют маркировку μ_k , где $\mu_k = (\mu_1(k), \mu_2(k), \dots, \mu_i(k), \dots, \mu_n(k))$ – вектор, определяющий для каждой позиции количество фишек в ней.

Выполнение сети Петри осуществляется посредством запуска переходов. Переход может запускаться только в том случае, когда он разрешен. Переход называется разрешенным, если каждая из его позиций имеет число фишек, равное числу дуг из позиции в переход [1]

$$\mu_i(k) \geq (p_i, I(t_i)), \quad (1)$$

где $(p_i, I(t_i))$ – кратность входной позиции p_i для перехода t_i , определяемая как число появлений позиции во входном комплекте перехода.

При запуске переход удаляет все разрешающие фишки из его входных позиций с последующим помещением в каждую из его выходных позиций по одной фишке для каждой дуги, образуя тем самым новую маркировку сети Петри [6].

Отметим, что все позиции сети Петри, описывающие элементы системы связи, являются входными сразу для нескольких переходов (допускается, что основные узлы имеют несколько различных управляющих каналов, например, радио и проводной). Наличие фишки в этих позициях разрешает запуск всех ее выходных переходов. Данные переходы будут находиться в конфликте. По правилам выполнения сети Петри можно запустить только один переход, который удалит фишку из общего входа и запретит запуск других переходов [5, 6]. Анализ реального процесса передачи управляющей информации в системе связи показывает, что вполне возможна ситуация, при которой полученная управляющая информация передается по всем имеющимся каналам на основных узлах. Для разрешения конфликта переходов при моделировании процесса передачи управляющей информации в позициях, являющихся входом сразу для нескольких переходов, фишка тиражируется по числу переходов позиции. Выполнение сети Петри осуществляется до тех пор, пока есть хотя бы один разрешенный переход.

Для учета динамики процесса передачи управляющей информации по каналам сети переходы нагружаются временем срабатывания t_j^{cp} [6, 7]. Разрешенный переход перемещает фишки во входные позиции с временем задержки, равным времени их срабатывания t_j^{cp} .

Тогда порядок запуска одновременно разрешенных переходов определяется временем их срабатывания. Первым запускается переход с наименьшим временем срабатывания. Значение модельного времени увеличивается на время запуска перехода. Время срабатывания остальных разрешенных переходов уменьшается на время срабатывания запущенного перехода. После запуска разрешенного перехода/переходов определяется новая маркировка. Процесс выполнения сети Петри повторяется с учетом изменения времени срабатывания разрешенных переходов. Сеть Петри выполняется, пока есть хотя бы один разрешенный переход.

При отсутствии разрешенных переходов сеть Петри считается выполненной. Маркировка выполненной сети Петри считается конечной маркировкой [7]. Конечная маркировка сети Петри определяет состояния элементов АСУ связи, до которых управляющие сигналы были или не были доведены, а также те узлы и каналы, которые перестали функционировать по тем или иным причинам. Время срабатывания соответствующего перехода, переместившего фишку в позицию, определяет время получения управляющей информации соответствующим узлам сети.

Изменение модельного времени по времени срабатывания разрешенных переходов в сети Петри позволяет описать процесс передачи информации по АСУ связи и представить его в виде процесса с дискретным временем. Дискретизация процесса передачи информации по АСУ связи дает возможность уточнять состояние каждого узла и канала при изменении модельного времени. Это позволяет моделировать процессы воздействий на АСУ. Для этого необходимо разработать модель негативных воздействий на узлы и каналы. При этом модель негативных воздействий должна учитывать характеристики воздействующих факторов и их продолжительность, чтобы оценить состояние АСУ в требуемые моменты времени.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Питерсон Дж. Теория сетей Петри и моделирование систем. М.: Наука, 1984. 263 с.
2. Кельтон В., Лоу А. Имитационное моделирование. Классика CS. 3-е изд. СПб.: Издательская группа BHV, 2004. 847 с.
3. Karp T., Fliege N.J. Modified DFT Filter Banks with Perfect Reconstruction // IEEE Transactions on Circuits and Systems-II: Analog and Digital Signal Processing. 1999. V. 46 (11). P. 1404. <https://doi.org/10.1109/82.803480>
4. Aldairi A., Tawalbeh L. Cyber security attacks on smart cities and associated mobile technologies // Procedia Comput. Sci. 2017. V. 109. P. 1086.
5. 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.
6. Vasil'ev Y.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.
7. Попов А.М., Филатов В.И., Жулего В.А., Бонч-Бруевич А.М. Метод адаптивного управления устойчивым состоянием автоматизированной системы управления в условиях ограничения времени управляющего воздействия // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 6. С. 97.