

Вып. 4 (79)' 2022 ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ



ДОНЕЦКИЙ

НАЦИОНАЛЬНЫЙ

ТЕХНИЧЕСКИЙ

УНИВЕРСИТЕТ

ISSN 2073-3216
(E) ISSN 2518-7120

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 4 (79)' 2022



ДОНЕЦК - 2022

ISSN 2073-3216
(E) ISSN 2518-7120

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ ДНР
ГОСУДАРСТВЕННОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
ВЫСШЕГО ПРОФЕССИОНАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
«ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Международный сборник научных трудов

Основан в декабре 1994 года

Выходит 4 раза в год

Выпуск 4 (79)' 2022

Донецк – 2022

УДК 621.01(06)

Рекомендован к изданию Ученым Советом Донецкого национального технического университета (протокол № 1 от 1 апреля 2022 г.)

В международном сборнике научных работ приведены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки, металлорежущего инструмента и нанесения специальных покрытий на изделия машиностроения. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования. Освещены современные проблемы материаловедения в машиностроении.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из различных стран мира. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения.

Учредитель и издатель – ГОСУДАРСТВЕННОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ПРОФЕССИОНАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ «ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ» (Свидетельство о государственной регистрации юридического лица от 07.04.2016 г. № 029192 серия АА03).

Издается при содействии **Международного союза машиностроителей**

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ: Михайлов А.Н. (гл. редактор), Гусев В.В. (зам. гл. редактора), Лахин А.М. (секретарь) (ДНР), Байков А.В. (ДНР), Бахадиров Г.А. (Узбекистан), Братан С.М. (Россия), Буленков Е.А. (ДНР), Бутенко В.И. (Россия), Витренко В.А. (ЛНР), Горобец И.А. (ДНР), Грубка Р.М. (ДНР), Данияров Н.А. (Казахстан), Еронько С.П. (ДНР), Ивченко Т.Г. (ДНР), Коваленко В.И. (ДНР), Мазуру С. (Молдова), Маляренко А.Д. (Беларусь), Мельникова Е.П. (ДНР), Навка И.П. (ДНР), Неделку Д. (Румыния), Поветкин В.В. (Казахстан), Прутяну О. (Румыния), Родованович М. (Сербия), Суслов А.Г. (Россия), Тока А. (Молдова), Федонин О.Н. (Россия), Хандожко А.В. (Россия), Чернышев Е.А. (ДНР), Шабаетов О.Е. (ДНР)

Адрес редакции: ДНР, 283001, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ, кафедра «Технология машиностроения». Тел.: +38 062 301-08-40

E-mail: tm@fimm.donntu.ru , Сайт: <http://ptsm.donntu.ru>

Сборник (Е) зарегистрирован в Министерстве информации Донецкой Народной Республики. Свидетельство о регистрации СМИ от 20 апреля 2017 г., серия ААА № 000125.

Сборник включен в перечень рецензируемых изданий ВАК ДНР (приказ №744 от 24.07.2017 г.), в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук, а также в базу данных РИНЦ (Российский индекс научного цитирования) (лицензионный договор № 177-04/2013 от 12.04. 2013 г.)

ISSN 2073-3216

ISSN 2518-7120 (E)

© Авторы статей, 2022
© ГОУВПО «ДОННТУ», 2022

УДК 675.055.165.001.76

Г. А. Бахадиров, д-р техн. наук, проф., **Г. Н. Цой**, канд. техн. наук,
А. М. Набиев, ассистент
Институт механики и сейсмостойкости сооружений Академии наук Республики
Узбекистан, г. Ташкент, Узбекистан
Тел. / Факс: (+99871) 262-71-52; E-mail: instmech@rambler.ru

ВЛИЯНИЕ КРАТНОСТИ НА ПРОЦЕСС ОБЕЗВОЖИВАНИЯ МОКРОГО КОЖЕВЕННОГО ПОЛУФАБРИКАТА

В работе проведено экспериментальное исследование с целью определения зависимости количества удаленной влаги из мокрого кожевенного полуфабриката при его повторности (кратности) отжима между вращающимися отжимными валами. Эксперимент проводился с использованием металлической опорной плиты и отжимных валов, покрытые предварительно влагоотводящими материалами. Мокрый кожевенный полуфабрикат на опорной плите четыре раза подряд пропускался между отжимными валами, и соответственно замерялось количество удаленной влаги.

Ключевые слова: отжимные валы; кожевенный полуфабрикат; опорная плита; вертикальная подача; кратность отжима.

G. A. Bahadirov, G. N. Tsoy, A. M. Nabiev

INFLUENCE OF MULTIPLICITY ON THE PROCESS OF DEHYDRATION OF WET SEMI-FINISHED LEATHER

An experimental study was carried out in this work in order to determine the dependence of the amount of moisture removed from a wet semi-finished leather product during its repetition (multiplicity) of pressing between rotating pressing rolls. The experiment was carried out using a metal base plate and wringer rolls, pre-coated with moisture-wicking materials. The wet semi-finished product on the base plate was passed four times in a row between the pressing rolls, and the amount of moisture removed was measured accordingly.

Keywords: squeeze shafts; leather semi-finished product; base plate; vertical feed; pressing ratio.

1. Введение

Одной из проблем вертикальных валковых машин для механического обезвоживания является недостаточное удаление влаги из влагонасыщенного кожевенного полуфабриката на опорной плите между рабочими валами. Следовательно, устранение избыточной влаги из зоны перегиба влагонасыщенных листовых материалов, является актуальной для науки и производства. Рассмотрим работы по обработке различных материалов между валковыми парами.

В статье [1] приведено о контроле процесса горячей прокатки прутка и проволоки, с управлением требуемого зазора между валами. Результаты данной исследования могут быть полезны в совершенствовании конструкции валковых машин для обработки листовых материалов с переменной толщиной и поверхностью [2–4]. В работе [5] приведены результаты анализа факторов, влияющих на мощность, потребляемую приводом валкового модуля. Авторами работы [6] предложен универсальный транспортер с вогнутой поверхностью для перегрузочных операций кожевенного производства и погрузки сырья в транспортные средства.

Авторами работы [7] экспериментально определены затраты мощности и момента сопротивления расходуется в зоне контакта валов модулей при деформации их покрытий и обрабатываемого материала.

В работе [8] проведен динамический анализ валов валковых текстильных машин на основе численного метода. Разработан алгоритм для исследования валковых модулей с произвольным количеством валов. В работе [9] экспериментально определены коэффициенты трения покоя и скольжения для различных материалов. Получены зависимости коэффициентов трения от частоты вращения и величины фрикции валов. В исследовании [10] описаны этапы процесса и материалы, используемые при традиционном производстве кожи в Гане, а также научные принципы, лежащие в основе каждого из процессов. Сравнены традиционные и современные процессы производства кожи и выявлены и изучены исследования в области кустарного производства кожи. В работе [11] произведен обзор 39 рецензируемых статей на английском языке, из них 30 опубликованы за последние 6 лет. Работы подразделены на 4 типа: 1) процесс производства, 2) отдельные этапы производственного процесса, например, механическая обработка материалов, 3) переработка отходов и 4) долгосрочные стратегии для кожевенной промышленности. Отмечено о важности научно-практических знаний для совершенствования и выполнения технологических операций по обработке сырья.

В работе [12] автором проведен анализ существующих и новых технологий обработки давлением и выявлены признаки, определяющие комплексное локальное нагружение очага деформации. Разработана математическая модель процессов обработки металлов давлением с комплексным локальным нагружением очага деформации. Определено напряженно-деформированное состояние и характер пластического течения материала в очаге деформации.

Автором работы [13] исследована взаимосвязь между напряжениями, плотностью и деформациями для случаев напряженного состояния, возникающего в прокатке и волочении порошковых материалов, которая позволила повысить точность расчета напряженно-деформированного состояния при проведении вышеупомянутых технологических операций.

Установлено влияние формы, материала и толщины оболочки на геометрические характеристики очага деформации. Установлено влияние толщины и материала оболочки порошковой ленты на энергосиловые параметры процесса плющения.

В работе [14] разработан усовершенствованный метод моделирования упругих деформаций валков листовых станков, на основе трехмерной конечно-элементной модели валкового узла. Разработан новый аналитический метод расчета упругих деформаций шестивалковых клетей и выявлено, что при производстве холоднокатаных полос эффективнее использовать шестивалковые клетки по сравнению с четырехвалковыми.

В статье [15] усовершенствована конструкция устройства давления между рабочими валами, при значительных толщинах обрабатываемых материалов. В работе [16] разработаны новые типы опорных плит вертикальной валковой машины и рекомендованы наиболее рациональные их варианты для совершенствования технологического процесса отжима мокрых листовых материалов.

2. Основное содержание и результаты работы

Эксперимент проводился на валковом стенде, где отжимные валы установлены горизонтально, а опорная плита изготовлена из металлического листа толщиной 0,005 м, шириной 0,1 м, длиной 0,3 м (рис. 1).

Материал кожи для эксперимента брали бычину среднего развеса, после хромового дубления, двойного. Согласно Международному стандарту ИСО 2588-85 выбрано количество кожи по следующей формуле

$$n = 0,2\sqrt{x} \quad 1)$$

где x – число кож для эксперимента, взяли из партии 2500 шт., тогда $n = 10$ шт. Из этих 10 кож вырезали резакон полосы поперек хребтовой линии размером $0,05 \times 0,25$ м и пронумеровали полосы комплектовали в группы по 5 шт. по схеме из [17].

Эксперимент проводили следующим образом: на металлическую опорную плиту устанавливали мокрый кожевенный полуфабрикат, а затем включали стенд, устанавливали сжатие пружин по тарировке до нужного усилия прижима отжимных валов, скорость регулировали реостатом. До и после отжима кожевенный полуфабрикат взвешивали на лабораторных весах ВЛТЭ-500, дискретность 0,01 г (ISO-9001).

При обработке результатов эксперимента использовали метод D-оптимального планирования второго порядка с использованием матрицы плана К. Кано. При этом учитывали, что план К. Кано предусматривает варьирование факторов на трех уровнях: нижнем (–), нулевым (0) и верхнем (+), что целесообразно для данного исследования. На основе априорной информации изучали процесс удаления влаги с учетом двух факторов: x_1 – давление валов P , кН/м; x_2 – скорость пропуска V , м/с был выбран диапазон изменения давления прижима от 32 до 96 кН/м; скорость отжимных валов от 0,17 до 0,34 м/с, а количество повторностей пропуска пятислойного пакета кожевенных полуфабрикатов равно 5.

Перед проведением эксперимента методами математической статистики было выбрано необходимое количество измерений (число повторностей), которое обеспечивало требуемую точность. Уровни и интервалы варьирования фактора эксперимента приведены в табл. 1.

Рабочую матрицу составили по матрице плана К.Кано для двухфакторного эксперимента. Кодирование факторов осуществляли по формуле

$$x_i = \frac{c_i - c_{i0}}{t_0}, \quad (2)$$

где x_i – кодирование значения факторов; c_i, c_{i0} – натуральные значения фактора на текущем и нулевом уровнях; t_0 – натуральное значение интервала варьирования фактора.

Функции цели аппроксимированы полиномом

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{i,j=1}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} x_i^2 \quad (3)$$

где y – количество удаленной влаги в кодированном виде; b_0, b_i, b_{ij}, b_{ii} – коэффициенты регрессии.

Таблица 1. – Уровни и интервалы варьирования фактора эксперимента

Показатель	Кодированное значение факторов	Натуральные значения факторов	
		x_1 , кН/м	x_2 , м/с
Верхний уровень	+	96	0,340
Нулевой уровень	0	64	0,255
Нижний уровень	–	32	0,170
Интервал варьирования		32	0,085

Однородность дисперсии проведена с помощью критерия Кохрена при доверительной вероятности $\alpha = 0,95$. Зная общее число оценок дисперсии N и число степеней свободы $f=k-1$ вычисляем по табл. 2. Далее находим $G_T=0,25$, при $N=9, f=10-1=9$. k – число параллельных опытов.

$$S_{er}^2 = \frac{\sum_1^n (y - \bar{y})^2}{n - 1} \quad (4)$$

$$\sum_1^N S_i^2 = \frac{\sum_1^N \sum_1^n (y - \bar{y})^2}{N(n - 1)} \quad (5)$$

$$G_{cal} = \frac{S_{max}^2}{\sum_1^N S_i^2} \quad (6)$$

$$G_{cal1} = \frac{32,66}{148,91} = 0,21; \quad G_{cal2} = \frac{24,7}{155,5} = 0,15; \quad G_{cal3} = \frac{9,86}{43,34} = 0,22;$$

$$G_{cal4} = \frac{7,49}{36,86} = 0,2.$$

Для обеспечения воспроизводимости эксперимента, необходимо значение критерия Кохрена G_{cal} не должно превышать значение табличного $G_T=0,25$. Следует отметить, что в этом случае повторение данного эксперимента воспроизводимо.

Учитывая, что $G_{cal1}=0,21 < G_T=0,25$; $G_{cal2}=0,15 < G_T=0,25$; $G_{cal3}=0,22 < G_T=0,25$; $G_{cal4}=0,2 < G_T=0,25$, следовательно, результаты исследования воспроизводимы.

Определяем коэффициенты регрессии b_0, b_i, b_{ij}, b_{ii} .

Для однократного отжима кожевенного полуфабриката в кодированном виде $b_0 = 20,74; b_{11} = 0,26; b_1 = 5,72; b_{22} = 0,46; b_2 = 3,91; b_{12} = 2,35$.

Для двукратного отжима кожевенного полуфабриката в кодированном виде $b_0 = 25,14; b_{11} = 1,91; b_1 = 5,83; b_{22} = 0,85; b_2 = -4,08; b_{12} = 1,26$.

Для трехкратного отжима кожевенного полуфабриката в кодированном виде $b_0 = 28,25; b_{11} = -0,27; b_1 = 5,57; b_{22} = 0,73; b_2 = -3,84; b_{12} = 1,88$.

Для четырехкратного отжима кожевенного полуфабриката в кодированном виде $b_0 = 29,91; b_{11} = -0,33; b_1 = 5,66; b_{22} = 1,03; b_2 = -3,49; b_{12} = 1,55$.

Далее получим следующие уравнения регрессии в кодированном виде:

Для однократного отжима кожевенного полуфабриката:

$$y_1 = 20,74 + 0,26x_1^2 + 0,46x_2^2 + 5,72x_1 - 3,91x_2 + 2,35x_1x_2 \quad (7)$$

Для двукратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$y_2 = 25,12 - 1,19x_1^2 + 0,85x_2^2 + 5,83x_1 - 4,08x_2 + 1,26x_1x_2 \quad (8)$$

Для трехкратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$y_3 = 28,25 - 0,27x_1^2 + 0,73x_2^2 + 5,57x_1 - 3,84x_2 + 1,88x_1x_2 \quad (9)$$

Для четырехкратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$y_4 = 29,91 - 0,33x_1^2 + 1,03x_2^2 + 5,66x_1 - 3,49x_2 + 1,55x_1x_2 \quad (10)$$

Подставляя вместо $x_1 = \frac{P - 64}{32}$, где P – усилие прижима отжимных валов и

$x_2 = \frac{V - 0,255}{0,085}$, где V – скорость пропуска мокрых кожевенных полуфабрикатов между

вращающимися отжимными валами получили уравнение удаленной влаги из мокрого кожевенного полуфабриката в процентах в зависимости от усилия прижима и скорости

пропуска мокрого кожевенного полуфабриката между вращающимися отжимными валами.

Таблица 2. – Определение коэффициентов регрессии

№	P, x ₁	V, x ₂	Множители коэффициентов						Крат- ность отжима	\bar{y}
			b ₀	b ₁₁	b ₂₂	b ₁	b ₂	b ₁₂		
1	0	0	0,5772	-0,3234	-0,3234	0	0	0	1	20,5
									2	25,1
									3	28,1
									4	29,9
2	+	+	-0,1057	0,1691	0,1691	0,1961	0,1961	0,25	1	23,5
									2	28,9
									3	32,0
									4	34,5
3	-	+	-0,1057	0,1691	0,1691	-0,1961	0,1961	-0,25	1	11,7
									2	14,1
									3	17,5
									4	19,8
4	-	-	-0,1057	0,1691	0,1691	-0,1961	-0,1961	0,25	1	21,0
									2	25,5
									3	29,2
									4	30,7
5	+	-	-0,1057	0,1691	0,1691	0,1961	-0,1961	-0,25	1	30,4
									2	33,8
									3	36,2
									4	37,9
6	+	0	0,2114	0,1617	-0,3383	0,1078	0	0	1	28,0
									2	32,1
									3	34,5
									4	36,1
7	0	+	0,2114	-0,3383	0,1617	0	0,1078	0	1	18,7
									2	23,0
									3	25,9
									4	28,0
8	-	0	0,2114	0,1617	-0,3383	-0,1078	0	0	1	13,7
									2	18,1
									3	22,0
									4	23,5
9	0	-	0,2114	-0,3383	0,1617	0	-0,1078	0	1	25,4
									2	29,5
									3	32,5
									4	34,3

Гипотезу об адекватности полученных уравнений проверили с помощью критерия Фишера при доверительной вероятности $\alpha = 0,95$ из [17], [18], [19].

$$F_{cal} = \frac{S_{ad}^2}{S_i^2\{y\}} < F_T \tag{11}$$

где S_{ad}^2 – остаточная дисперсия, или дисперсия адекватности; $S_i^2\{y\}$ – дисперсия воспроизводимости.

Из таблиц 1, 2 определим S_{ad}^2 и $S_i^2\{y\}$.

Для однократного отжима кожевенного полуфабриката:

$$S_{ad}^2 = \frac{\sum_1^N n \cdot (\bar{y} - y_{cal})^2}{N - \frac{(k+2)(k+1)}{2}}; \quad (12)$$

$$S_i^2\{y\} = \frac{\sum_1^N \sum_1^n (y - \bar{y})^2}{N(n-1)}; \quad (13)$$

$$S_{ad1}^2 = \frac{10 \cdot 13,24}{3} = 44,13; S_1^2\{y\} = \frac{1340,19}{81} = 16,55; F_{cal1}=2,67 < F_T=3,2.$$

где N – общее число опытов; k – число факторов; n – число повторений в опыте; y_i – результат отдельного наблюдения; \bar{y} – средние арифметические значения результата опыта; y_{cal} – расчетные значения критерия по уравнению регрессии. Для двукратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$S_{ad2}^2 = \frac{10 \cdot 5,95}{3} = 19,83; S_2^2\{y\} = \frac{775,38}{81} = 9,57; F_{cal2}=2,07 < F_T=3,2.$$

Для трехкратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$S_{ad3}^2 = \frac{10 \cdot 2,367}{3} = 7,89; S_3^2\{y\} = \frac{390,33}{81} = 4,82; F_{cal3}=1,62 < F_T=3,2.$$

Для четырехкратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$S_{ad4}^2 = \frac{10 \cdot 2,828}{3} = 9,41; S_4^2\{y\} = \frac{331,74}{81} = 4,10; F_{cal4}=2,3 < F_T=3,2.$$

3. Общие рекомендации

Итак, полученные уравнения регрессии (7), (8), (9), (10) можно считать пригодным с 95 %-ной доверительной вероятностью, которые в именованном виде после раскодировки имеют вид:

Для однократного отжима кожевенного полуфабриката:

$$\Delta W_1 = 26,4303 + 2,54 \cdot 10^{-4} P^2 + 63,6678V^2 - 0,0699P - 133,7666V + 0,864PV \quad (14)$$

Для двукратного отжима кожевенного полуфабриката:

$$\Delta W_2 = 36,8996 - 18,64 \cdot 10^{-4} P^2 + 117,647V^2 + 0,2465P - 151,7632V + 0,6838PV \quad (15)$$

Для трехкратного отжима кожевенного полуфабриката:

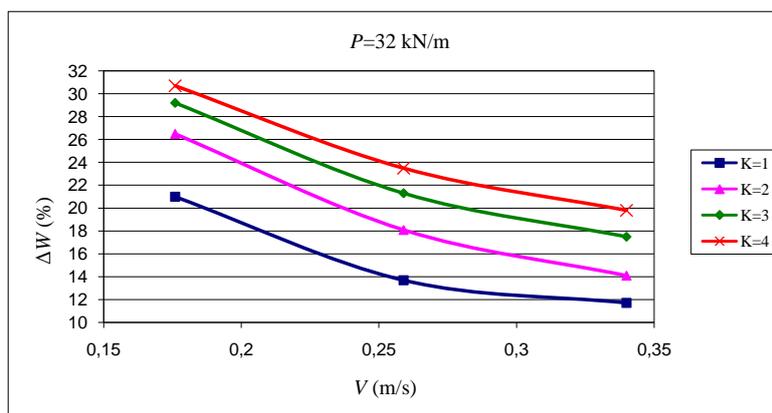
$$\Delta W_3 = 45,079 - 2,2637 \cdot 10^{-4} P^2 + 101,0381V^2 + 0,0317P - 140,9427V + 0,6912PV \quad (16)$$

Для четырехкратного отжима кожевенного полуфабриката:

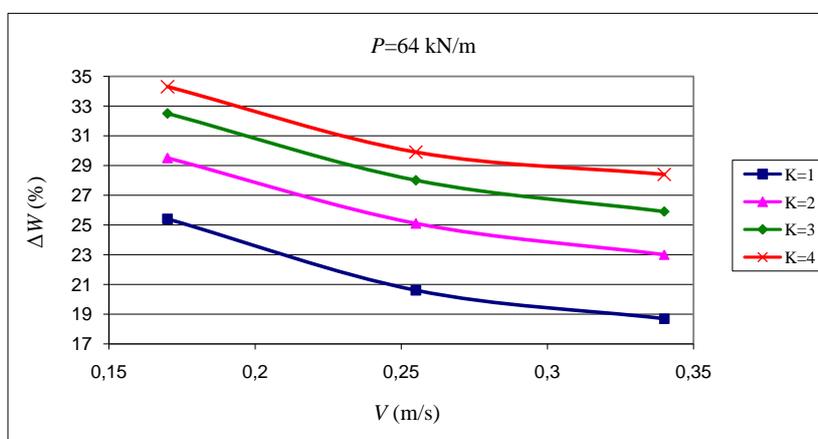
$$\Delta W_4 = 46,4091 - 3,2227 \cdot 10^{-4} P^2 + 142,5606V^2 - 0,385P - 140,9227V + 0,5698PV \quad (17)$$

На основе уравнений (14), (15), (16), (17) построены графики зависимости количества удаленной влаги ΔW от скорости пропуска V и давления отжимных валов P с учетом изменения кратности K отжима кожевенного полуфабриката (рис.).

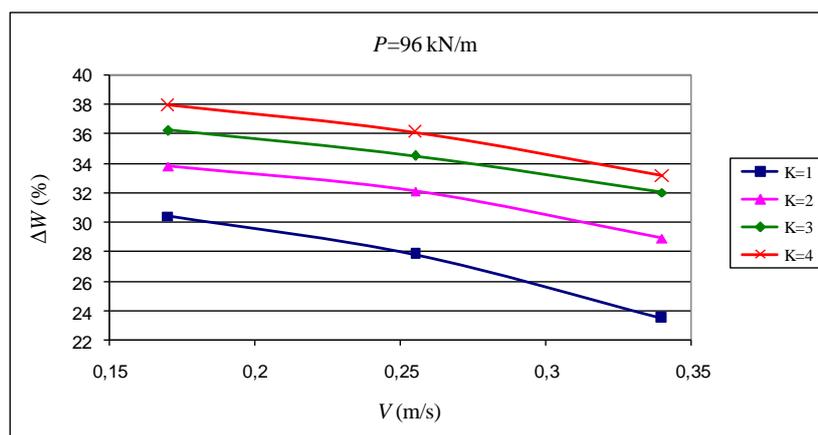
Исходя из того [2–4], что для кожи крупного рогатого скота средней массы после ее хромового дубления максимальное содержание влаги в топографическом участке кожи полы достигает до 73 %, а в чепраке до 65 %. Остаточная влажность кожевенного полуфабриката после его отжима должна составлять в пределах 55–60 %, которая может меняться в зависимости от его дальнейшего назначения.



a)



б)



в)

K – кратность отжима кожевенного полуфабриката

Рисунок. Зависимость количества удаленной влаги ΔW от скорости пропуска V и изменение кратности отжима кожевенного полуфабриката при $P=32$ кН/м (а), $P=64$ кН/м (б), $P=96$ кН/м (в)

Анализ графиков, результатов проведенных экспериментальных исследований, зависимости количества удаленной влаги из однослойного пакета образцов мокрых ко-

жевенных полуфабрикатов на отжимной валковой паре с вертикальной подачей на металлической опорной плите показывает, что с увеличением давлений отжима при $P=32$ кН/м (а), $P=64$ кН/м(б), $P=96$ кН/м (в), в графике угол наклона удаленной влаги ΔW от скорости пропуска V уменьшается. Это подчиняется и при многократном отжиге кожевенного полуфабриката.

4. Заключение

При однократном отжиге мокрых кожевенных полуфабрикатов обеспечено удаление избыточной влаги минимум в 9,0 % и максимум в 30,4 %, при двукратном отжиге удаления избыточной влаги минимум 14,1 и максимум 33,8 %, при трех кратном отжиге удаленной избыточной влаги минимум составляет 17,5% и максимум 36,2%, при четырех кратном отжиге избыточной влаги минимум составляет 19,8% и максимум 37,9%. Результаты второго отжима избыточной влаги минимум составляет 3,4%.а максимум 5,1%, Результаты отжима избыточной влаги третьего отжима составляет минимум 2.4%, а максимум 3,4%. Результаты четвертого отжима влаги составляет минимум 1,7% , а максимум 2,45%.Каждый последующий отжим снижает количество удаленной влаги.

Таким образом, многократность отжима влаги из мокрого кожевенного полуфабриката важна и необходима не только с точки зрения удаления влаги, но и с точки зрения повышения выхода полезной площади кожевенного полуфабриката.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Omar Gamal, Mohamed Imran Peer Mohamed, Chirag Ghanshyambhai Patel, and Hubert Roth, "Data-Driven Model-Free Intelligent Roll Gap Control of Bar and Wire Hot Rolling Process Using Reinforcement Learning," *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research*, Vol. 10, No. 7, pp.349-356, July 2021. DOI: 10.18178/ijmerr.10.7.349-356
2. Amanov, A. Determination of Strain Properties of the Leather Semi-Finished Product and Moisture-Removing Materials of Compression Rolls *Materials (Basel)* / Amanov, A., Bahadirov, G., Amanov, T., Tsoy, G., Nabiev, A – 2019. – 12 3620.
3. Bahadirov, G., Tsoy, G., Nabiev, A. Study of the efficiency of squeezing moisture-saturated products. *EUREKA: Physics and Engineering*, (1), 2021. – pp. 86–96: <https://doi.org/10.21303/2461-4262.2021.001606>
4. Bahadirov, G. Experimental dehydration of wet fibrous materials. / Bahadirov, G., Sultanov, T., Tsoy, G., Nabiev, A. // *E3S Web Conf. Volume 264*, 2021. International Scientific Conference “Construction Mechanics, Hydraulics and Water Resources Engineering” (Conmechhydro - 2021). <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202126404060>
5. Крылов, А. В. Определение математической модели зависимости потребляемой мощности на привод валкового модуля от факторов / А. В. Крылов, И. Ю. Шахова, А. А. Тувин, Ю. Г. Фомин // *Технология текстильной промышленности*. – №3 (381). – 2019. – С. 133-135.
6. Шардарбек, М. Ш. Устройства для перегрузки сырья / М. Ш. Шардарбек, Р. Т. Кауымбаев, Н. П. Чернявская, Г. Б. Демеуова, Ж. С. Рахманова, В. М. Шаламанова // *Технология текстильной промышленности*. – № 2 (386) 2020. – С. 146-149.
7. Крылов, А. В. Анализ затрат мощности в системе привода валковых модулей машин / А. В. Крылов, И. Ю. Шахова, А. А. Тувин, Ю. Г. Фомин // *Технология текстильной промышленности*. – №4 (382). – 2019. – С. 128-130.

8. Подъячев, А. В. Свободные колебания валов валковых механизмов текстильных машин / А. В. Подъячев, С. В. Бойко // Технология текстильной промышленности. – 2018. – №3 (375). – С. 143-147.
9. Крылов, А. В. Фрикционное взаимодействие валов модулей в зоне контакта / А. В. Крылов, Т. П. Туцкая, Ю. Г. Фомин, Г. А. Хосровян // Технология текстильной промышленности. – 2017. – №5 (371). – С. 181-184.
10. Appiah-Brempong, M., Essandoh, H. M. K., Asiedu, N. Y. et al. An insight into artisanal leather making in Ghana. *J Leather Sci Eng* 2, 25 (2020). <https://doi.org/10.1186/s42825-020-00039-8>
11. Navarro, D., Wu, J., Lin, W. et al. Life cycle assessment and leather production. *J Leather Sci Eng* 2, 26 (2020). <https://doi.org/10.1186/s42825-020-00035-y>
12. Дорохов, Д. О. Управляемое градиентное упрочнение осесимметричных изделий комплексным локальным нагружением очага деформации. дисс. ... докт. техн. наук. Орел, 2018 г. 283 с.
13. Грибков, Э. П. Развитие научных основ и совершенствование оборудования и технологий деформирования длинномерных металлопорошковых изделий в оболочке. дисс. ... докт. техн. наук. Краматорск, 2016 г. 351 с.
14. Болобанова, Н. Л. Развитие методов моделирования профилировок и упругих деформаций валков листовых станков с целью совершенствования технологии прокатки широких полос. дисс. ... канд. техн. наук. Череповец, 2015 г. 120 с.
15. Аманов, Т. Ю. Устройство для обеспечения усилия прижима между рабочими органами валковых технологических машин / Т.Ю. Аманов, С.Д. Баубеков, Г.Н. Цой, А.М. Набиев // Современные наукоемкие технологии. – Пенза: – 2018. - № 9. – С. 9–14.
16. Бахадиров Г. А., Набиев А.М. Классификация и анализ опорных плит валковой машины // Машиностроение и техносфера XXI века // Сборник трудов XXIV международной научно-технической конференции в г. Севастополе 11-17 сентября 2017 г. – Донецк: ДонНТУ, 2017. -С. 32-35. – 368 с.
17. Головтеева, А. А. Лабораторный практикум по химии и технологии кожи и меха / А. А. Головтеева, Д. А. Куциди, Л. Б. Санкин // М.: Легкая и пищевая промышленность. 1982. – 309 с.
18. Тихомиров, В. А. Планирование и анализ эксперимента / В.А. Тихомиров // М.: Легкая индустрия. 1974. – 283 с.
19. C.F. Jeff Wu, Michael S. Hamada. Experiments: planning, analysis, and optimization. – 2nd ed. 2009. 715 p.

Поступила в редколлегию 02.02.2022 г.

УДК 538.1

А. И. Давиденко, д-р техн. наук, проф., **А. А. Давиденко**, канд. техн. наук, доцент,
М. А. Давиденко, канд. техн. наук, доцент.

Луганский государственный аграрный университет, ЛНР

Тел./Факс: +38 (072) 1794798; E-mail: alikdave@outlook.com

ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ 15Х2МФА НА ОСНОВЕ ПАРАМЕТРА НЕУСТОЙЧИВОГО РОСТА ТРЕЩИНЫ

Приведено определение параметра неустойчивого роста трещины на основе подобия распределения напряжений в вершине трещины и на спадающем участке полной диаграммы деформирования стали в условиях предельно жесткого нагружения и использования положений А. Гриффитса о минимуме потенциальной энергии. Проверка предложенного критерия выполнена для диаграмм испытаний конструкционной стали 15Х2МФА.

Ключевые слова: неустойчивый рост трещины, конструкционная сталь, вязкость разрушения, энергия деформации.

A. I. Davydenko, A. A. Davydenko, M. A. Davydenko

EVALUATION OF THE CRACK RESISTANCE OF 15X2MF STRUCTURAL STEEL BASED ON THE PARAMETER OF UNSTABLE CRACK GROWTH

Determination of the parameter of unstable growth of cracks is given on the basis of similarity of the stress distribution at the tip of the crack and in the falling section of the complete steel deformation diagram under conditions of extremely hard loading and using the A. Griffith positions to minimize the potential energy. The verification of the proposed criterion is carried out for the A-3 structural steel test diagram (manufactured in China) and steel 15X2MFA.

Keywords: unstable crack growth, structural steel, fracture toughness, deformation energy.

1. Введение. Оценка размера зон пластичности, а также распределение в них напряжений является одним из основных вопросов механики разрушения. Наряду с известными работами в этой области [1–4], существуют исследования о подобии характера распределения напряжений в вершине трещины и на спадающем участке полной диаграммы деформирования стали в условиях предельно жесткого нагружения [5], рис. 1. Данные исследования относятся к оценке вязкости разрушения с использованием полных диаграмм деформаций малогабаритных образцов.

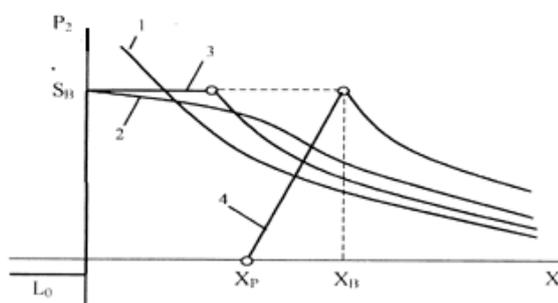


Рисунок 1. Эпюры напряжений на продолжении трещины: 1 – решение линейной задачи; 2 – гипотеза о силах сцепления [2]; 3 – решение Дагдейла [4]; 4 – равновесная диаграмма напряжений [5].

Расчет реальной конструкции с плоской сквозной трещиной длиной l включает определение коэффициента интенсивности напряжений: $K_1 = \sigma \sqrt{\frac{\pi l}{2}}$, где l – длина трещины; σ – действующие напряжения в элементе конструкции.

Критерий хрупкого разрушения $K_1 = K_{1c}$ определяет критический размер трещины: $l_c = \frac{2K_{1c}^2}{\pi\sigma^2}$. Для определения критических характеристик вязкости разрушения: коэффициента интенсивности напряжений (K_{1c}), критической ширины раскрытия трещины (δ_{1c}), критического значения J -интеграла (J_{1c}) используются плоские образцы с искусственным надрезом при условии равенства толщины образца и исследуемого элемента конструкции.

Использование традиционных методов испытания стали для определения критических характеристик вязкости разрушения (K_{1c} , δ_{1c} , J_{1c}) связано с определенными трудностями. Для определения K_{1c} сталей с высокой вязкостью разрушения требуются образцы больших габаритов и специальное оборудование. Параметр K_{1c} можно получить с помощью образцов меньших размеров с использованием J -интеграла. Однако, возможности пересчета J_{1c} в K_{1c} для сталей низкой прочности ограничены [8] и сложно фиксировать скачок трещины. Определение критического раскрытия трещины связано со сложными прецизионными испытаниями.

При оценке вязкости разрушения конструкций по данным испытаний малогабаритных образцов используется физический параметр плотности энергии разрушения $\lambda = \frac{P \cdot \Delta l_p}{2 \cdot F_k}$ (удельная работа развития трещины), рис. 2. Работа разрушения

деформированного образца состоит из двух частей. Одна часть работы расходуется на образование новой поверхности разделения, другая часть, запасается при деформировании в виде упругой потенциальной энергии и в момент разрыва рассеивается в виде тепла.

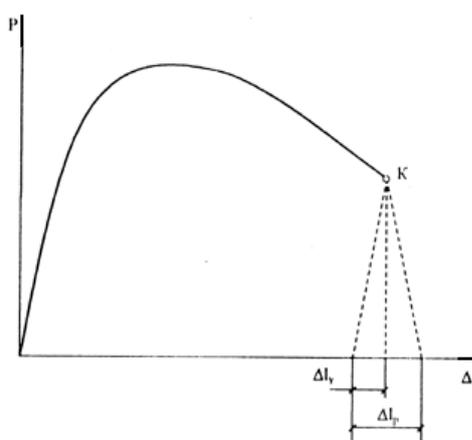


Рисунок 2. Диаграмма " $P - \Delta l$ " пластичного материала.

Результаты испытаний малогабаритных образцов конструкционных сталей показали, что момент образования макротрещины характеризуется началом линейного участка спадающей ветви полной диаграммы деформаций " $P - \Delta l$ ". Дальнейшее раз-

витие трещины до критического размера происходит при постоянном снижении напряжений. Для материалов с вязким характером деформирования и разрушения начало неустойчивого развития трещины не совпадает с моментом ее образования (в отличие от хрупких материалов).

Цель исследований: разработка метода определения параметра неустойчивого роста трещины с использованием положений А. Гриффитса о минимум потенциальной энергии [6] и выполнения условия равновесия после начала разрушения на спадающих участках равновесных диаграмм деформирования пластического материала.

Задачи исследований: вычисление значений критической ширины раскрытия и длины трещины и на их основе определение критических коэффициентов интенсивности напряжений в момент неустойчивого роста макротрещины для конструкционных сталей.

Основное содержание и результаты работы Ниже приведено определение параметра неустойчивого роста трещины с использованием положений А. Гриффитса о минимуме потенциальной энергии. Использование теоремы минимума энергии становится невозможным, если не установлен закон, связывающий поверхностную энергию с расстоянием между поверхностями. Поэтому возникает задача установления зависимости поверхностной энергии от ширины раскрытия трещины, которую можно определить по диаграмме " $P - \Delta l$ " при условии, что после образования трещины перемещение образца происходит только за счет ширины раскрытия трещины (имеется в виду ширина раскрытия средней части трещины, а не ее вершины).

Изменение полной энергии образца и ее составляющих после момента образования трещины при увеличении ширины раскрытия (рис. 3) представим в виде:

$$u - u_0 = -\frac{\Delta l_y}{\Delta l_n} \cdot S_1 \left(\delta - \frac{\delta^2}{2\Delta l_n} \right) + \frac{S_1 \cdot \delta^2 \cdot \Delta l_p}{2 \cdot \Delta l_y \cdot \Delta l_n}, \quad (1)$$

где первое слагаемое представляет уменьшение упругой энергии, второе слагаемое учитывает образование двух поверхностей трещины, рис. 3.

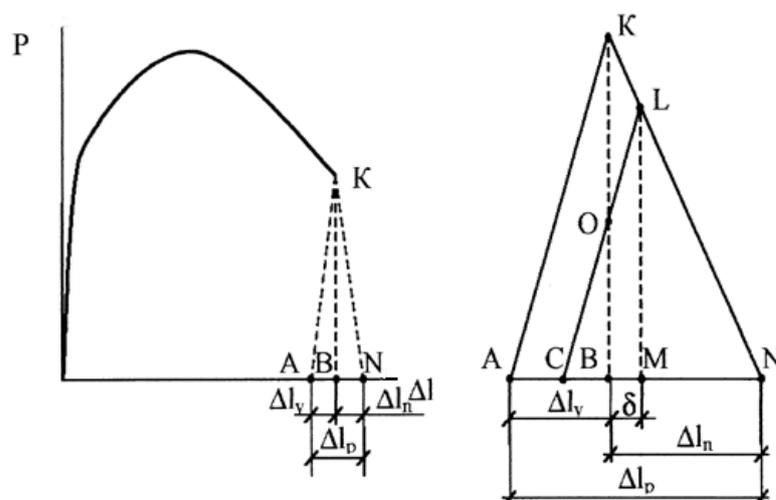


Рисунок 3. К определению параметра неустойчивого развития трещины пластичного материала.

В момент образования трещины (точка K на рис. 3) деформирование осуществляется за счет увеличения ширины раскрытия трещины. Трещина в вязком материале

вначале раскрывается и затем при достижении определенного значения ширины трещины (δ) оба ее конца расходятся на некоторое расстояние (устойчивый рост). Если в этот момент снять нагрузку, то можно получить образец с выращенной трещиной, рис. 4.

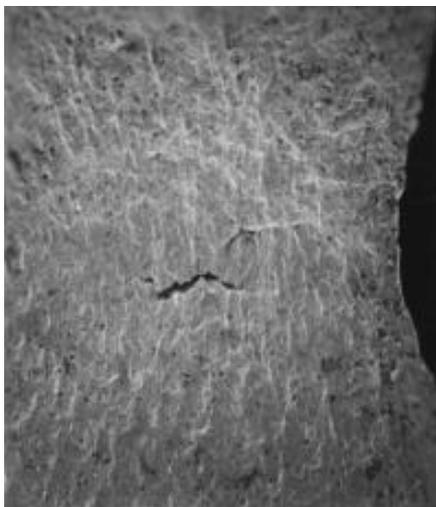


Рисунок 4. Образец конструкционной стали с выращенной трещиной на спадающем участке кривой деформаций.

Продолжение деформирования приводит к достижению критического значения ширины раскрытия, соответствующего неустойчивому росту трещины. Переход от устойчивого к неустойчивому росту трещины происходит при постоянном уменьшении энергии деформации, которая переходит в энергию возникновения новых поверхностей, но более медленно для вязкого материала. Поэтому зависимость энергии возникновения новых поверхностей имеет нелинейный характер, рис. 5.

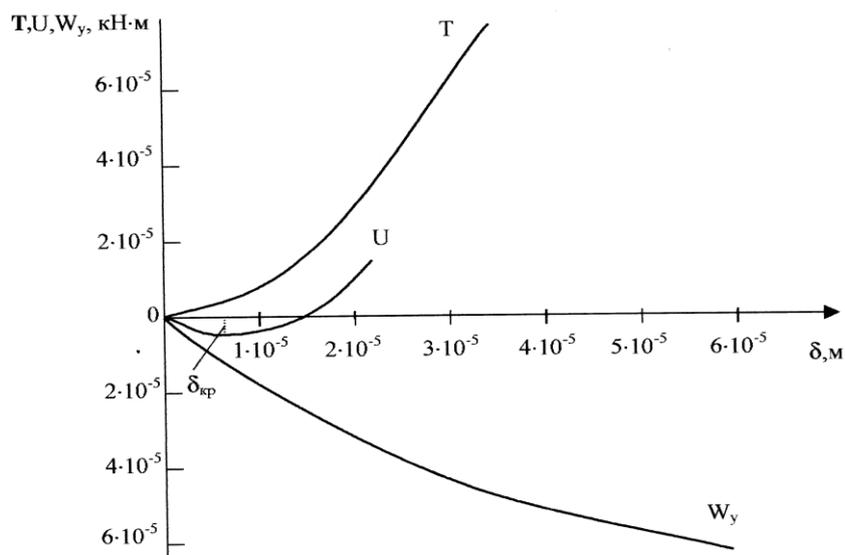


Рисунок 5. Изменение энергии образца в зависимости от ширины раскрытия трещины.

На рис. 5 зависимость " $T - \delta$ " представляет энергию образования новой поверхности растущей трещины. Кривая " $W_y - \delta$ " представляет энергию, которая освобождается при достижении трещиной определенного размера. Общий баланс энергии является алгебраической суммой двух перечисленных энергий и представлен кривой " $U - \delta$ ".

Точка δ_{kp} на рис. 5 характеризует момент неустойчивому росту трещины. До точки δ_{kp} , система поглощает энергию; после точки δ_{kp} энергия начинает выделяться из системы. Следовательно, рост трещины до размера δ_{kp} не представляется опасным, а величина ширины раскрытия трещины равная δ_{kp} соответствует началу неустойчивого роста трещины.

Величина ширины раскрытия, соответствующая неустойчивому росту трещины, определяется из условия:

$$\frac{du}{d\delta} = 0 \quad -\frac{\Delta l_y}{\Delta l_n} S_1 + S_1 \frac{\Delta l_y}{\Delta l_n^2} \delta + \frac{S_1 \cdot \Delta l_p \cdot \delta}{\Delta l_y \cdot \Delta l_n} = 0; \quad (2)$$

откуда

$$\delta_{cr} = \frac{\Delta l_y^2 \cdot \Delta l_n}{\Delta l_y^2 + (\Delta l_n \cdot \Delta l_p)}; \quad (3)$$

или с учетом $C = \frac{S_1}{\Delta l_y}$, критическая ширина раскрытия трещины будет равна:

$$\delta_{cr} = \frac{S_1^2}{S_1^2 + C^2 \cdot \Delta l_n \cdot \Delta l_p}. \quad (4)$$

В примере, представленном на рис. 5, значение критической ширины раскрытия трещины для образцов с радиусом концентратора $R = 3 \text{ мм}$ составило: $\delta_{cr} = 0.00873 \text{ мм}$.

Таким образом, существуют, по крайней мере, два параметра на спадающей кривой деформирования " $P - \Delta l$ ", первый из которых характеризует момент образования и начала устойчивого роста трещины (точка K), и второй – соответствующий моменту неустойчивого развития трещины (точка L), после которого происходит смена механизма развития трещины. Следовательно, для пластичных материалов период медленного роста трещины, начиная с момента начала и до момента ее лавинообразного распространения ограничен между параметрами K и L .

Проведенные опыты, а также другие исследования свидетельствуют, что увеличение ширины раскрытия трещины (δ) связано и с ростом длины трещины на спадающем участке (KL) диаграммы " $P - \Delta l$ ". Тогда, учитывая, что к моменту образования трещины материал является полностью хрупким и впереди растущей трещины зона пластической деформации не обнаружена, решение задачи по определению критической длины трещины может быть выполнено с использованием зависимости Инглиса, рис. 6:

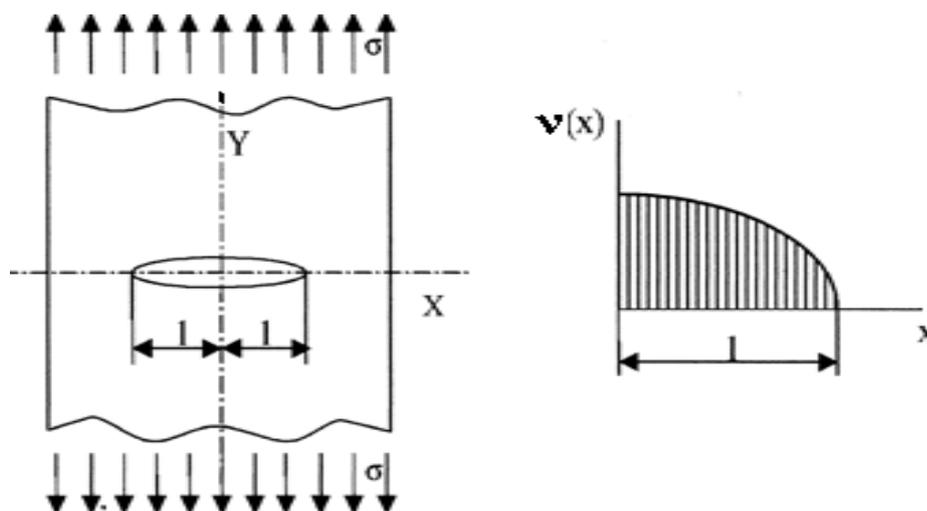


Рисунок 6. К определению критического размера длины трещины.

$$v(x) = \frac{2 \cdot \sigma}{E} \sqrt{l^2 - x^2}, \tag{5}$$

где $v(x) = \frac{\delta(x)}{2}$.

В уравнении (5) напряжение, характеризующее сопротивление сечения, представим в виде:

$$\sigma = \frac{P_{кр}}{(a - 2l) \cdot b}, \tag{6}$$

где $P_{кр}$ – усилие, определяемое по диаграмме "P – Δl" для соответствующего значения $\delta_{кр}$;

a, b – геометрические размеры шейки образца в момент появления трещины (в т. К на диаграмме "P – Δl").

Из уравнения (5) при ширине раскрытия в середине трещины (x=0) получим значение критического размера трещины:

$$l_{кр} = \frac{\delta_{кр} \cdot E}{4 \cdot \sigma_k}; \tag{7}$$

или с учетом (6):

$$L_{кр} = 2 \cdot l_{кр} = \frac{\delta_{кр} \cdot E \cdot a \cdot b}{2P_{кр} + \delta_{кр} \cdot b \cdot E}. \tag{8}$$

В примере, представленном на рис. 5, критическая длина трещины составила 0,88 мм при ширине раскрытия $\delta_{кр} = 0.00873$ мм.

Экспериментальные исследования были проведены на образцах из конструкционной стали. Для проверки предложенного критерия использовались также экспери-

ментальные диаграммы, полученные для корпусных сталей 15X2МФА в разных состояниях [7].

Характеристики ширины раскрытия и длины трещины мартенситно-старееющей стали 15X2МФА в момент ее неустойчивого развития приведены в табл.1. Длина трещины оказалась сопоставима с результатами металлографических исследований на участке роста трещины, что свидетельствует о достоверности представленного критерия.

Таблица 1. – Механические характеристики и критические размеры трещин цилиндрических образцов стали 15X2МФА, вычисленные по диаграммам деформаций « $P - \Delta l$ » в момент образования макротрещины (т. К, рис. 3)

Тип образца	$\Delta l_p, мм$	$S_k, кН / мм^2$	$P_k, кН$	$F_k, мм^2$	$\delta_{kp}, мм$	$l_{kp}, мм$
Гладкий	0.480	1.4685	25.07	17.07	0.00186	0.128
R20	0.600	1.4666	30.00	20.45	0.00265	0.181
R10	0.760	1.5118	41.17	27.23	0.00327	0.216
R4	0.850	1.5480	55.00	35.52	0.00802	0.489

Предложенный деформационный критерий может быть полезен для определения критического коэффициента интенсивности напряжений K_{1c} , полагая, что K_{1c} является константой материала и его значение не зависит от того, с какой длиной трещины испытывается пластина. При обеспечении в опытах хрупкого разрушения после роста трещины до критического размера:

$$K_{1c} = \sigma_k \cdot f_{1k} \cdot \sqrt{\pi \cdot l_{kp}}, \tag{9}$$

где σ_k – номинальное разрушающее напряжение, вычисляемое по брутто-сечению в т. К диаграммы "P – Δl", т.е. без учета в сечении трещины: $\sigma_k = P/(ab)$;

l_{kp} – полудлина трещины, определяемая по (7) в отличии от принятой условной длины $l_1 = l [1 + 0.5(\sigma_k / \sigma_T)^2]$;

f_{1k} – поправочная функция, учитывающая отношение длины трещины к ширине пластины:

$$f_{1k} = \sqrt{\frac{2B}{\pi l_{kp}} \cdot \text{tg} \left(\frac{\pi l_{kp}}{2B} \right)}.$$

Вычисление критических коэффициентов интенсивности напряжений в момент неустойчивого роста макротрещины для стали 15X2МФА по данным [7] приведено в табл. 2.

Таблица 2. – Критические параметры трещин плоских образцов, вычисленные по диаграммам деформаций « $P - \Delta l$ » и механические свойства стали 15X2МФА в момент неустойчивого роста трещины (т. L, рис. 3)

Тип образца	Условия испытаний	$\delta_{кр}$, мм	$l_{кр}$, мм	$\sigma_{кр}$, кН / мм ²	f_{lk}	K_{Ic} , МН / М ^{3/2}
Гладкий R20 R5	Статические	0.00738	0.315	2.7626	1.0012	60.4
		0.0058	0.213	2.4685	1.008	44.37
		0.00703	0.181	3.5949	1.001	53.57

Заключение. Полученные значения характеристик вязкости разрушения, приведенные в табл. 1, 2, соответствуют области разброса для коэффициентов интенсивности напряжений, получаемых известными методами. Полученные результаты требуют дальнейшего развития, например, для учета эффектов концентрации напряжений, влияния количества циклов нагружения, агрессивной среды при установлении предела вязкости разрушения.

Таким образом, испытания на основе полных диаграмм деформаций малогабаритных образцов позволяют определять значения критической ширины раскрытия, длины трещины и на их основе вычислять критические коэффициенты интенсивности напряжений в момент неустойчивого роста макротрещины. Появляется возможность выращивать усталостную трещину на образцах конструкционных сталей без надреза, что значительно сокращает трудоемкость проведения и стоимость подобных исследований.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Irvin, G. R. Trans. ASME / Irvin G. R // Journal of Applied Mechanics. – 1957. Vol. 24. – № 6. – P. 361—369.
2. Панасюк, В. В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами / Панасюк В. В. – Київ. Наукова думка. 1968. – 246 с.
3. Dugdale, D. S. Yielding of steel sheets containing stils / Dugdale D. S. // Journal Mechanics and Physics Solids. – 1960. – Vol 8. – №2. – P. 100—108.
4. Баренблатт, Г. И. Математическая теория равновесных трещин, образующихся при хрупком разрушении / Баренблатт Г. И // Журнал прикладной механики и технической физики. – 1961. – № 4. – С. 3-56.
5. Волков, С. Д. О краевой задаче механики разрушения / Волков С. Д., Дубровина Г. И., Соковнин Ю. П. // Проблемы прочности. – 1978. – № 1. – С. 3-7.
6. Ярема, С. Я. Физико-химическая механика материалов / С. Я. Ярема, А. А. Гриффитс (1883–1963). – 1993. – № 3. – С. 7-13.
7. Лебедев, А. А. Влияние вида напряженного состояния на кинетику разрушения и трещиностойкость мартенситностареющей стали. Сообщение. 2. Оценка трещиностойкости стали / Лебедев А. А., Чаусов Н. Г., Зайцева Л. В. // Проблемы прочности. – 1991. – № 8. – С. 14-18.
8. Махутов, Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность / Н. А. Махутов. – Москва. Машиностроение. – 1981. – 272 с.

Поступила в редколлегию 10.03.2022г.

УДК 621.9.048.4.538.1

А. И. Давиденко, д-р техн. наук, проф., **В. М. Ершов**, канд. техн. наук, доцент.

Е. В. Давиденко, ассистент

Луганский государственный аграрный университет, ЛНР

Тел. / Факс: +38 (095) 805113; E-mail: alikdave@outlook.com

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ 20 ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ ТИТАНОМ

Исследовано влияния режимов электроискрового легирования титаном на состав и твердость поверхностного слоя малогабаритных образцов стали 20. Приведены результаты исследования влияния процессов азотирования на трещиностойкость стали 20 и способ оценки трещиностойкости на основе параметра удельной работы развития трещины, определяемого по спадающим участкам полных диаграмм деформаций "P – Δl".

Ключевые слова: электроискровое легирование, титан, микротвердость, трещиностойкость.

A. I. Davydenko, V. M. Ershov, E. V. Davidenko

STUDY OF CRACK RESISTANCE OF STRUCTURAL STEEL 20 AFTER TITANIUM ELECTROSPARK ALLOYING

The influence of modes of electrospark alloying with titanium on the composition and hardness of the surface layer of small-sized samples of steel 20 has been studied. The results of research of influence of nitriding processes on crack resistance of steel 20 and the method of estimation of crack resistance on the basis of the parameter of specific work of crack development, determined by descending sections of complete strain diagrams "P – Δl", are given.

Keywords: electric spark alloying, titanium, microhardness, crack resistance.

Введение

В последние годы активно разрабатываются и внедряются в промышленность методы поверхностного упрочнения сталей и сплавов: оксидирование [1], комбинированное лазерное легирование [2], внутреннее азотирование с последующим легированием [3], ионное азотирование в тлеющем разряде [4,5], электроискровое легирование (ЭИЛ) [6-9] и др.. Применение ЭИЛ позволяет сформировать покрытие, обладающее высокими физико-механическими свойствами для повышения износостойкости и прочности режущего инструмента, деталей, нанесения антикоррозионных, фрикционных и антифрикционных покрытий на изделия.

Цель исследований: установить влияние процессов азотирования на трещиностойкость образцов стали 20 и разработка способа оценки трещиностойкости на основе параметра удельной работы разрушения K_λ [10], определяемого по спадающим участкам полных диаграмм деформаций "P – Δl". Задачи исследований: исследование влияния режимов ЭИЛ титаном на состав, твердость поверхностного слоя и трещиностойкость стали 20.

Основное содержание и результаты работы. В исследовании использовали установку чистового электроискрового легирования модели ПЭИ-1Е. Основные функциональные элементы установки включали источник постоянного тока с напряжением холостого хода от 20, 50 и 100 В, систему конденсаторов переменной емкости от 20 мкФ до 2000 мкФ (С), фиксаторов (R) от 8 до 100 Ом, систему коммутации межэлектродного зазора, вибратора с частотой 50 Гц.

В качестве электрода анода для электроискрового легирования поверхности образцов стали 20 был выбран материал титан. Использование в качестве анода при ЭИЛ титана имело своей целью создание условий формирования нитридной фазы титана, так как титан имеет большое отношение к азоту и в условиях высокотемпературного разряда образование соединения TiN опережает окисление. Титановые электроды изготавливали из сплава ВТ14 точением на диаметр $4 \pm 0,5$ мм.

Для исследования влияния режимов электроискрового легирования титаном на состав, твердость поверхностного слоя и трещиностойкость стали 20 использовали малогабаритные образцы (рис. 1).

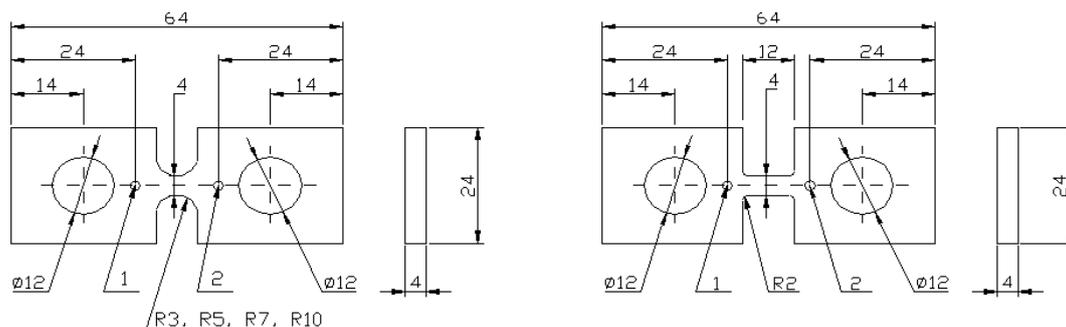


Рисунок 1. Геометрические размеры образцов.

Электроискровое легирование титаном поверхности образцов стали 20 выполняли для трех вариантов напряжения холостого хода: 20 В, 50 В и 100 В и емкости конденсатора – по 2-м вариантам: 50 мкФ и 500 мкФ. Перед искровой обработкой образцы шлифовали и наносили разметкой квадрат в 1 см для заполнения материалом покрытия. Продолжительность ЭИЛ на каждом режиме составляла 5 мин. Искровую обработку титаном выполняли при режимах, обеспечивающих плотное покрытие с минимальной шероховатостью, табл. 1. Таким образом, энергия разряда изменялась в пределах от 0,1 до 0,25 Дж.

Таблица 1. – Параметры режимов поверхностного упрочнения стали 20

Параметры режима	Энергия импульса
$I_{x.x.} = 20 \text{ В}, C = 500 \text{ мкФ}, R = 8 \text{ Ом}, \tau = 5 \text{ мин}$	0.100 Дж
$I_{x.x.} = 50 \text{ В}, C = 500 \text{ мкФ}, R = 8 \text{ Ом}, \tau = 5 \text{ мин}$	0.625 Дж
$I_{x.x.} = 100 \text{ В}, C = 500 \text{ мкФ}, R = 8 \text{ Ом}, \tau = 5 \text{ мин}$	2.500 Дж
$I_{x.x.} = 20 \text{ В}, C = 50 \text{ мкФ}, R = 8 \text{ Ом}, \tau = 5 \text{ мин}$	0.010 Дж
$I_{x.x.} = 50 \text{ В}, C = 50 \text{ мкФ}, R = 8 \text{ Ом}, \tau = 5 \text{ мин}$	0.062 Дж
$I_{x.x.} = 50 \text{ В}, C = 50 \text{ мкФ}, R = 8 \text{ Ом}, \tau = 5 \text{ мин.}$	0.250 Дж

После ЭИЛ выполняли рентгеноструктурный фазовый анализ поверхности образцов. Исследования выполняли на дифрактометре типа ДРОН-1,5 в железном излучении с использованием марганцевого фильтра.

Рентгенографирование образцов на дифрактометре ДРОН-1,5 в фильтрованном железным излучением показало наличие сильных линий нитрида титана. На дифрактограмме, приведенной на рис. 2, видно, что ЭИЛ привело к получению сильных аналитических линий (200) и (111) нитрида TiN. Кроме того, на дифрактограмме видна и сильная линия α -Ti, что свидетельствует о переносе титана с анода без взаимодействия с окружающим искровой разряд воздухом.

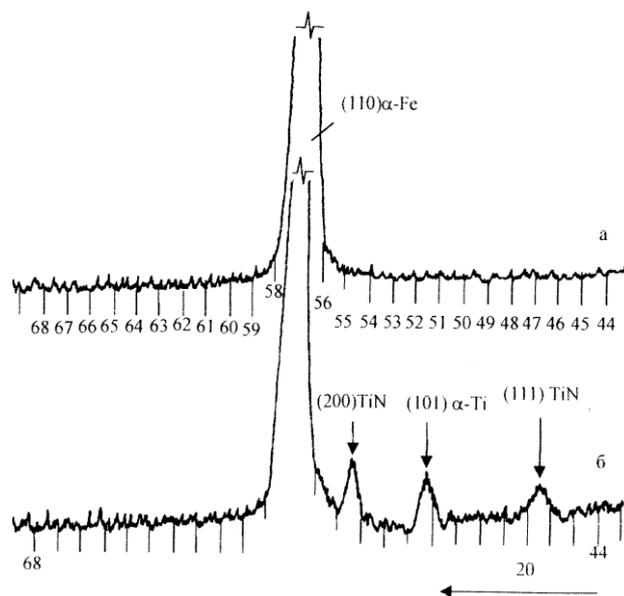


Рисунок 2. Дифрактограммы стали 20 до нанесения покрытия титаном (а) и после ЭИЛ титановым электродом (б). Параметры ЭИЛ: $U_{x.x.} = 50$ В, $I_{к.з.} = 3,4$ А, $C = 500$ мкФ, $r = 8$ Ом, $\tau = 5$ мин. Излучение – железо.

Измерение глубины покрытия титаном проводили по методике последовательной шлифовки. Результаты измерения интенсивности аналитических линий (200) TiN и (111) α -Ti приведены в таблице 2.

Таблица 2. – Послойные данные интенсивности линий (200) TiN и (111) α – Ti после ЭИЛ.

Глубина шлифовки, мм	Интенсивность линии (200) α – Ti, мм	Интенсивность линии (101) α – Ti, мм
0	20	15
-0.10	10	5
-0.025	5	-
-0.050	-	-

Из приведенных данных следует, что нанесение титана методом ЭИЛ обеспечивает получение слоя (α -Ti + TiN + α -Ti) на глубину 25–30 мкм.

Измерение микротвердости образцов на приборе ПМТ-3 показало, что для оптимальных режимов нанесения титана методом ЭИЛ значения микротвердости на поверхности находятся в пределах 9000–10000 МПа. Высокая твердость поверхностного слоя всецело определяется наличием в слое нитридной фазы титана.

В процессе испытаний были получены полные диаграммы деформирования малогабаритных образцов до и после ЭИЛ титановым электродом. В качестве параметра трещиностойкости стали принят физический параметр плотности энергии разрушения (так называемая удельная работа развития трещины), рис. 3 [34].

$$\lambda = \frac{P \cdot \Delta l_p}{2 \cdot F_k} \tag{1}$$

Результаты проведенных испытаний представлены на рис. 3, где показано сопоставление диаграмм деформирования при статическом нагружении образцов стали 20 до и после электроискрового легирования титановым электродом.

Как видно из рисунка, полученные диаграммы “P–Δl” отличаются величиной предельных деформаций, углами наклона спадающего участка ветви диаграммы и значениями Δl_p в зависимости от режима поверхностной обработки.

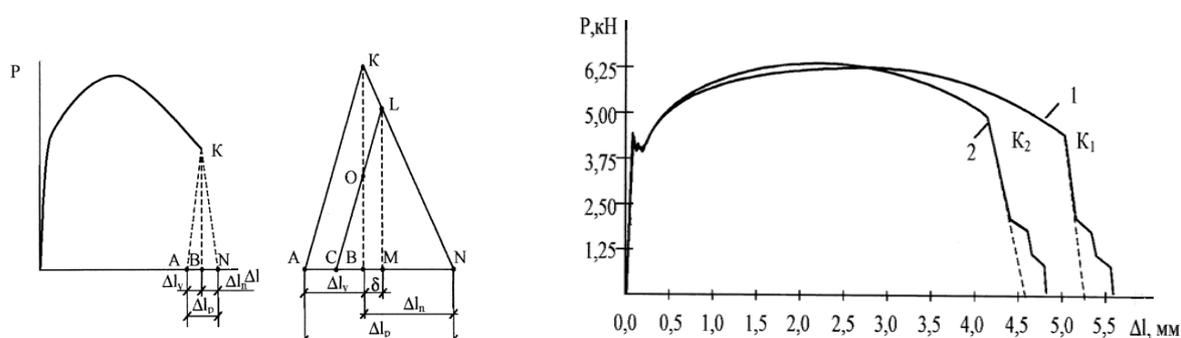


Рисунок 3. Полная диаграмма деформирования стали 20 образцов до нанесения покрытия титаном (1) и после ЭИЛ титановым электродом.

Для образцов с поверхностным электроискровым легированием титаном значение параметра Δl_p увеличивается по сравнению с образцами в состоянии поставки на 12–18%. Влияние поверхностной обработки сказывается и на изменении параметра трещиностойкости K_λ, который рассчитывали по соотношению:

$$K_{\lambda} = \sqrt{\frac{S_k \cdot \Delta l_p \cdot F_0 \cdot E}{F_k}} \tag{2}$$

где F₀ – площадь сечения рабочей части стандартных образцов до испытаний;

E – модуль Юнга.

Зависимости параметра трещиностойкости от вида напряженного состояния для базовых образцов и образцов с поверхностной обработкой Ст 20 приведены на рис. 4.

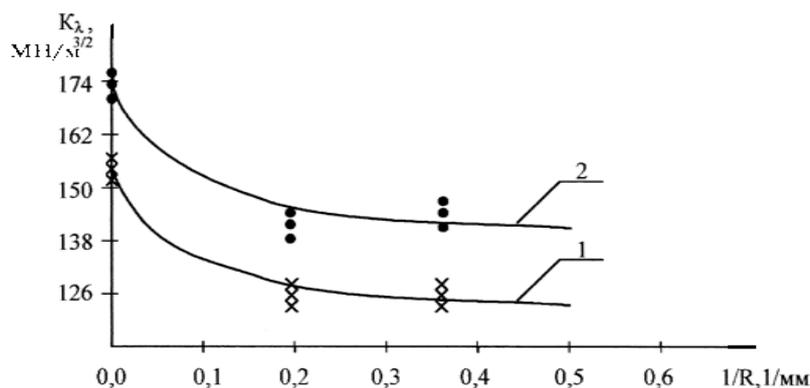


Рисунок 4. Зависимости параметра трещиностойкости K_{Ic} от вида напряженного состояния:

- 1 – для базовых образцов в состоянии поставки;
- 2 – для образцов с ЭИЛ титановым электродом.

Для вычисления критических значений коэффициентов интенсивности напряжений использовали формулу (3).

$$K_{Ic} = \sigma_k \cdot f_{Ic} \cdot \sqrt{\pi \cdot l_{кр}} \tag{3}$$

Значения вычисленных коэффициентов интенсивности напряжений приведены в табл. 4.

Таблица 4. – Параметры трещиностойкости образцов стали 20 после ЭИЛ титановым электродом

Тип образца	Условия испытаний	$\delta_{кр}$, мм	$l_{кр}$, мм	$\sigma_{кр}$, кН / мм ²	$Y(\lambda)$	K_{Ic} , МН / м ^{3/2}
Гладкий R5 R3	Статические испытания образцов в состоянии поставки	0.01416	0.996	0.856	1.026	34.11
		0.01422	1.114	0.7170	1.034	30.44
		0.01422	1.19	0.6989	1.039	30.82
Гладкий	Испытания образцов с ЭИЛ титановым электродом	0.01	0.737	0.8786	1.035	42.964
R5	Испытания образцов с ЭИЛ титановым электродом	0.011	0.9	0.6756	1.044	36.83
R3	Испытания образцов с ЭИЛ титановым электродом	0.011 0.0157	0.9 1.234	0.6233 0.6536	1.04 1.042	35.23 29.47

Как видно из таблицы, значение коэффициентов вязкости разрушения для образцов с поверхностной обработкой ЭИЛ титановым электродом выше соответствующих значений базовых образцов в среднем на 18 %.

Заключение. Нанесение титана методом ЭИЛ обеспечивает получение упрочненного слоя на глубину 25–30 мкм. В связи с высокой дисперсностью структуры поверхностного слоя и наличием нитридов и карбидов, микротвердость поверхности находилась в пределах, соответствующих закаленной высокоуглеродистой стали. Высокая твердость поверхностного слоя всецело определяется наличием в слое нитридной фазы титана.

Сопоставление полученных диаграмм для образцов с азотированием с образцами в состоянии поставки позволило установить эффект увеличения трещиностойкости по параметрам полных диаграмм деформаций K_{λ} , K_{1c} , в среднем, на 18 %, включая образцы с концентраторами напряжений.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Лахтин, Ю. М. Влияние предварительного оксидирования на процесс кратковременного азотирования / Лахтин Ю. М., Коган Я. Д., Коган В. Е., Бойназаров У. Р. // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1993. – № 3. – С. 12–14.
2. Чудина, О. В. Комбинированное поверхностное упрочнение стали (Лазерное легирование + азотирование) / О. В. Чудина // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1993. – № 3. – С. 3–5.
3. Петрова, Л. Г. Принцип легирования сплавов никеля, упрочняемых внутренним азотированием / Л. Г. Петрова // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1994. – № 3. – С. 5–8.
4. Панайоти, Т. А. Особенности формирования диффузионных слоев при ионном азотировании α - и $(\alpha + \beta)$ -титановых сплавов в интервале температур 500⁰–1000⁰ С / Панайоти Т. А., Соловьев Г. В. // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1994. – № 5. – С. 34–37.
5. Панайоти, Т. А. Закономерности формирования фаз при азотировании сплавов тантала с вольфрамом в тлеющем разряде / Панайоти Т. А. // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1994. – № 6. – С. 15–18.
6. Лазаренко, Н. И. Технологические процессы изменения исходных свойств металлической поверхности электрическими импульсами / Н. И. Лазаренко // *Сб. трудов ЦНИЛ электрической обработки материалов.* – М.: Изд-во АН СССР. – 1960. – № 2. – 264 с.
7. Золотых, Б. Л. Физические основы электроискровой обработки металлов / Б. Л. Золотых. – М.: Гостехтеориздат, 1953. – 109 с.
8. Иванов, Г. П. Технология электроискрового упрочнения инструмента и деталей машин / Г. П. Иванов. – М.: Машгиз, 1961. – 303 с.
9. Самсонов, Г. В. Электроискровое легирование металлических поверхностей / Самсонов Г. В., Верхотуров А. Д. – К.: Наукова думка, 1976. – 219 с.
10. Чаусов, Н. Г. Особенности разрушения пластичных листовых материалов / Чаусов Н. Г., Лебедев А. А. // *Проблемы прочности.* – 2003. – № 4. – С. 5-13.

Поступила в редколлегию 14.03.2022 г.

УДК 004.412.4

О. Н. Друзь, канд. техн. наук, доцент, **С. В. Житная**, ст. преподаватель
Государственное образовательное учреждение высшего образования Луганской
Народной Республики «Луганский государственный университет имени Владимира
Даля, г. Луганск, Луганская Народная Республика
Тел.: 072-199-18-01; E-mail: zhytnaya@mail.ru

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО РИСКА В МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

В статье рассмотрены вопросы математического моделирования влияния на производственный риск надежности технических систем с наличием или возможностью возникновения при их эксплуатации вредных и опасных производственных факторов.

Ключевые слова: математическое моделирование, несчастный случай (НС), машиностроительное производство (МВ), машиностроительное оборудование (МО), промышленный робот (ПР), надежность, достоверность, интенсивность отказа.

O. N. Druz. S. V. Zchutnayay

MATHEMATICAL MODELING OF PRODUCTION RISK IN MACHINE-BUILDING PRODUCTION

In the article the questions of mathematical modeling of impact on production risk reliability of technical systems with the presence or possibility of exploitation, harmful and dangerous production factors.

Keywords: mathematical modeling, accident, machine-building production (MBP), machine-building equipment (MBE), industrial robot (ER), reliability, credibility, the intensity of failure.

Анализ состояния вопроса. В настоящее время в машиностроительном производстве наблюдается высокая интенсивность работы, внедряется продуктивное оборудование и технические средства безопасности, расширяются возможности существующих видов оборудования, путем оснащения средствами робототехники, при наличии их неполного соответствия современным требованиям безопасности, что приводит к возникновению специфических вредных и опасных производственных факторов (ВОПФ) [1]. Поэтому системный анализ взаимосвязей между новым и старым оборудованием является неотъемлемым, с обязательным учетом степени изношенности последнего, а также внедрение действенных средств контроля за состоянием его работы, осуществление технологических процессов и оснащение средствами безопасности.

Также необходимо учитывать то, что до 25% опасных, критических и аварийных ситуаций (ОС, КС, АС) возникают вследствие снижения надежности отдельных узлов, как машиностроительного оборудования (МО), так и промышленных роботов (ПР). Это приводит к возникновению один раз за три рабочие смены указанных ситуаций и доводит их количество до 50 на каждый несчастный случай, что, в свою очередь, ведет к нетрудоспособности работника на период до 15 дней. Поскольку в мелкосерийном производстве довольно часто возникает необходимость в перепрограммировании, наладке, ремонте, монтаже, смазке, очистке различных узлов ПР, машиностроительного и прочего технологического оборудования, то риск получения травм существует не только в основных профессиях МП, а и во вспомогательных.

Это связано с тем, что последние принимают существенное участие в выявлении и ликвидации неполадок и явлений, связанных, как с осуществлением технологического процесса, так и с возможностью возникновения ОС, КС, АС. В частности, доля участия наладчиков в их ликвидации составляет до 28%, слесарей-монтажников – до 51,5%. [2].

Исследования показывают, что при распределении количества несчастных случаев в зависимости от вида выполняемых работ, степени участия человека-оператора в управлении ПР, 80% из них приходится на использование манипуляторов с ручным контролем управления при одинаковом распределении травматизма при выполнении различных видов работ.

По данным [3, 4] основными причинами производственного травматизма в рабочих зонах манипуляторов являются:

- непредусмотренное движение исполнительных устройств при осуществлении управляющей программы, наладке, ремонте, а также во время обучения – 30,6%;
- неожиданные включения и движение дополнительных устройств – 28,3%;
- отказы в работе, несвязанные с движением, – 17,4%;
- невыполнение команды о начале движения – 9,5%;
- выбрасывание, скатывание или падение материалов – 8,5%;
- внезапные остановки – 5,3%.

При этом необходимо отметить, что 38,1% НС являются следствием ошибочных действий человека-оператора. В соответствии с требованиями действующих нормативных документов [1], основными источниками НС могут быть, как сами ПР, так и несогласованность их в работе с оборудованием, а также причины, обусловленные человеческим фактором. К этому можно отнести:

1) Неисправность или повреждение:

- защитных средств, например, защитных ограждений, цепей блокировок и др. (отсутствие блокировочных устройств является причиной большинства НС, связанных с обслуживанием передач приводов, поскольку операторы открывают их ограждения на работающем оборудовании для ликвидации технологических нарушений и травмируются подвижными элементами открытых передач);
- источников питания или распределительных устройств;
- систем управления ПР, датчиков и других устройств, обеспечивающих безопасную эксплуатацию;

2) Наличие подвижных элементов ПР, которые являются носителями механической опасности (как самостоятельно, так и при взаимодействии с оборудованием):

- накопление энергии движущихся элементов, электрических зарядов, гидравлических или пневматических систем ПР;
- электрические, гидравлические или пневматические источники питания;

3) Наличие или возможность возникновения ВОПФ, связанных с технологическим процессом, который обслуживается ПР, к которым можно отнести общеизвестные, такие, как: корпусный, жидкостный и воздушный шум, общая и локальная вибрации; недостаточное освещение рабочей зоны (РЗ); загрязнение воздуха РЗ газами, паром, пылью; опасность получения механических, электрических, термических и прочих травм; психофизиологические ВОПФ (монотонность, утомление, фиксированная рабочая поза человека-оператора, невыполнение эргономических требований к рабочему месту и прочие), а также такие, которые возникают при работе с (в):

- взрывоопасными и горючими материалами;
- агрессивной или корродирующей среде;
- радиоактивными материалами;
- условиях высоких или низких температур;
- условиях проявления промышленных, радио- и электростатических разрядов оборудования, а также тех, которые возникают под действием вибрации или удара;

4) Возможность возникновения субъективных ошибок обслуживающего персонала, связанных с:

- нарушением требований эргономики при разработке и конструировании системы управления ПР;

- несоответствием параметров микроклимата действующим нормативным требованиям, недостаточностью освещенности, повышенным уровнем шума и вибрации на рабочем месте оператора;

- выполнением пуско-наладочных работ, контролем, проведением функциональных испытаний, при программировании и проверке правильности выполнения программы, во время эксплуатации, обслуживания, при смене рабочих органов, а также при поиске неисправностей и ремонте;

5) Выполнение специфических работ, связанных с демонтажем или модернизацией ПР и МО.

Цель. Анализ возможности математического моделирования производственного риска в машиностроительном производстве.

Постановка задачи исследования. Анализ состояния вопроса показывает, во-первых, сложность задач, связанных с определением количественных характеристик надежности технических систем, поскольку они подразделяются на статистические и вероятностные, во-вторых, необходимость совершенствования методов их расчетов для оценки риска нанесения вреда здоровью работников в условиях машиностроительного производства. Поэтому задачей статьи является определение возможности использования основных характеристик надежности для совершенствования математических моделей оценки производственного риска.

Материалы и результаты исследования. Существующие нормативные документы рекомендуют определять степень риска для разных НС, как качественную характеристику вероятности их возникновения, и учитывать при этом такие факторы, как размеры, мощность, скорость перемещения подвижных элементов ПР, опасные ситуации, связанные с технологическим процессом, который обслуживает ПР. Оценка травоопасности должна осуществляться для всех стадий подготовки и осуществления технологического процесса, связанных с нахождением людей-операторов не только на рабочем месте (РМ), а и вообще в производственном помещении при монтаже, программировании, функционировании, испытаниях, эксплуатации, поиске неисправностей и техническом обслуживании ПР. Поэтому надо учитывать, что самой высокой является степень риска при необходимости близкого нахождения человека-оператора возле рабочей зоны ПР, когда его рабочие механизмы не отключены от источника питания. Но такой риск допускается при исключительных обстоятельствах и требует использования дополнительных средств, уменьшающих вероятность возникновения НС. При оценке степени риска в АС необходимо учитывать, что при аварийном торможении положение элементов ПР не может быть определено однозначно.

Необходимо отметить, что в наше время совершенствуются методы расчета профессионального риска, которые базируются на известных методиках [5, 6] и дополняются анализом надежности технических систем [7, 8]. Это связано с тем, что рост уровня автоматизации промышленности машиностроения приводит к внедрению в производство более сложных технологических процессов и оборудования. Последние, не смотря на использование современных средств индикации и измерительной техники

для контроля показателей качества при определении линейных и угловых размеров на основе распространения метрологических требований к функционированию производственных объектов, содержащих потенциальную опасность для работников и производственной среды [9]. С точки зрения соответствия расчетных значений риска фактически существующему положению с количественными показателями профессиональных заболеваний и производственных травм, возникает необходимость определения правильной последовательности действий при расчете интенсивности отказов различных элементов защитных устройств и сборочных единиц производственного оборудования. А исходными данными при определении количественных характеристик надежности могут быть статистические данные об отказах оборудования, отдельных его элементов или аналитическое выражение конкретной характеристики.

При этом надо иметь в виду необходимость контроля процесса изменений параметров, как технических систем, так и средств контроля, в процессе их эксплуатации, а также влияния этих изменений на надежность оборудования.

Соответственно этому при решении задач первого типа задействуются статистические определения количественных характеристик надежности технических систем, а для задач второго типа должны использоваться вероятностные определения характеристик и аналитические зависимости между ними [10-12]. Однако, надо иметь в виду, что достоверность информации об отказах не всегда является корректной. Поскольку критерием надежности является признак или мера, по которой выполняется оценка надежности различных технических систем, то ее критериями могут выступать показатели надежности, свойства безотказности, долговечности, сохранения, ремонтпригодности и другие, к наиболее распространенным из них относятся показатели безотказности:

- вероятность безотказной работы в течение определенного времени $P(t)$;
- гамма-процентная наработка до отказа t_γ ;
- средняя наработка до отказа T_1 (для статистических задач \bar{T}_1);
- средняя наработка до отказа T (для статистических задач \bar{T});
- частота отказов $f(t)$;
- интенсивность отказов $\lambda(t)$;
- параметр потока отказов $\mu(t)$.

Характеристикой надежности технической системы является количественное значение критерия ее надежности, а поскольку основные критерии надежности делятся на две группы, к которым относятся те, что характеризуют надежность невозстанавливаемых изделий и те, которые характеризуют надежность восстанавливаемых изделий, то вопрос выбора количественных характеристик надежности зависит от его вида.

Вероятностью безотказной работы является количественная мера того, что при определенных условиях эксплуатации в заданном интервале времени или в пределах заданной наработки не произойдет ни одного отказа. Тогда функция P , указанная выше в первом показателе безотказности, является относительной продолжительностью непрерывной исправной работы технической системы до первого отказа, а аргументом t определяется время, в течение которого существует вероятность безотказной работы (ВБР), и тогда:

$$P(t) = P(T \geq t), t \geq 0, \quad (1)$$

где T – время работы объекта от начала до первого отказа, час;
 t – время, в течение которого определяется ВБР, час.

Статистическая оценка вероятности безотказной работы $\hat{P}(t)$ будет составлять

$$\hat{P}(t) = (N_0 - n(t)) / N_0, \tag{2}$$

где N_0 – число объектов в начале работы;
 $n(t)$ – число элементов, отказавших за время t .

Интегральная функция распределения случайной величины определяется из:

$$Q(t) = F(t),$$

$$Q(t) = P(T < t), Q(t) = 1 - P(t) = F(t). \tag{3}$$

Статистическая вероятность отказов равна:

$$\hat{Q}(t) = \frac{n(t)}{N_0} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\sum_{i=1}^{t/\Delta t} n_i}{N_0}, \tag{4}$$

где n_i – число неблагоприятных случаев;
 N_0 – общее число испытаний.

Если интегральная функция распределения $Q(t)$ дифференцирована, то производная от нее – является дифференцированным законом.

Поскольку по [11] частоте отказов по статистическим данным называется отношение числа элементов (объектов), отказавших в единицу времени к первоначальному их числу, которые работают (испытываются) при условии, когда все из них вышли из строя и не восстанавливаются, то:

$$\hat{f}(t) = n(\Delta t) / N_0 \Delta t \text{ или } a(t) = n(\Delta t) / N_0 \Delta t, \tag{5}$$

где $\hat{f}(t)$ – частота отказов в единицу времени, час. ;
 $n(\Delta t)$ – число элементов, отказавших в интервале времени от $(t - \Delta t)/2$ до $(t + \Delta t)/2$;
 N_0 – первоначальное число элементов в начале работы (испытания).

Таким образом, частотой отказов является плотность вероятности (или закон разделения) времени работы элемента до первого отказа и поэтому:

$$f(t) = -\frac{dP}{dt} = -P'(t) = \frac{dQ(t)}{dt} Q'(t)$$

$$Q(t) = \int_0^t f(t) dt, \tag{6}$$

$$P(t) = 1 - \int_0^t f(t) dt. \tag{7}$$

Интенсивностью отказов по статистическим данным называется отношение числа элементов, отказавших в единицу времени, к среднему числу элементов, исправно работающих в данный промежуток времени, и она определяется из:

$$\hat{\lambda}(t) = n(\Delta T) / N_{cp} \cdot \Delta t, \quad (8)$$

где $N_{cp} = (N_i + N_{i+1}) / 2$ – среднее число исправно работающих элементов (объектов) в интервале Δt ;

N_i – число элементов, исправно работающих в начале интервала Δt ;

N_{i+1} – число элементов, исправно работающих в конце интервала Δt .

Поскольку интенсивность отказов в вероятностной оценке – это условная плотность вероятности возникновения отказа объекта, определяемая при условии, когда к моменту времени, который рассматривается, отказ не возник. И поэтому вероятностная оценка характеристики $\lambda(t)$ определяется из выражения:

$$\lambda(t) = f(t) / P(t) \text{ или } f(t) = \lambda(t)P(t). \quad (9)$$

Интенсивность отказов и вероятность безотказной работы связаны между собой зависимостью

$$P(t) = e^{-\int_0^t \lambda(t) dt} \quad (10)$$

Средней наработкой до первого отказа называется математическое ожидание времени работы объекта до отказа T_1 , которое вычисляется через частоту отказов (плотность распределения времени безотказной работы):

$$m_t = T_1 = \int_{-\infty}^{+\infty} t f(t) dt, \quad (11)$$

где m_t – средняя наработка до первого отказа.

При условии, что $t > 0$ и $P(0) = 1$, а $P(\infty) = 0$, можно определить T_1

$$T_1 = \int_0^{\infty} P(t) dt. \quad (12)$$

Средняя наработка до первого отказа, согласно статистическим данным об отказах, вычисляется по формуле:

$$T_1 = (\sum_{i=1}^m n_i t_i) / N_0, \quad (13)$$

где t_i – время безотказной работы i -го элемента.

Для его определения необходимо знать моменты выхода из строя всех объектов, которые испытываются, а следовательно для вычисления T_1 последнюю формулу использовать сложно. При наличии данных о количестве элементов n_i , вышедших из

строю в каждом i -ом интервале времени ($t_{cp i}$), среднюю наработку T_1 до первого отказа можно определять как:

$$T_1 \approx (\sum_{i=1}^m n_i t_{cp i}) / N_0, \quad (14)$$

где $t_{cp i}$ и m определяются из:

$$t_{cp} = (t_{i-1} + t_i) / 2 \text{ и } m = t_k / \Delta t, \quad (15)$$

где t_{i-1} – время начала i -го интервала, час.;

i – время конца i -го интервала, час.;

t_k – время, в течение которого вышли из строя все элементы, час.;

$\Delta t = t_{i-1} - t_i$ – интервал времени, час.

Для расчета количественных характеристик надежности технических элементов устройств и оборудования чаще всего используются следующие законы распределения: экспонентный; усеченный нормальный; Релея; гамма; Вейбулла-Гнеденко; логарифмически-нормальный, в соответствии с [8, 12-14] по формулам, приведенным в табл. 1.

Анализ формул, приведенных в табл. 1 показывает, что все характеристики, кроме средней наработки до первого отказа, являются функциями времени.

Приведенные критерии надежности позволяют оценивать надежность невосстанавливаемых и восстанавливаемых объектов до первого отказа, причем наличие нескольких критериев не указывает на необходимость такой оценки объектов по всем характеристикам. Это подтверждается и тем, что наиболее полной характеристикой надежности является частота отказов $f(t)$ – плотность распределения, которая содержит в себе все данные о случайном явлении – времени безотказной работы.

А средняя наработка до первого отказа, в свою очередь, является наглядной характеристикой надежности, но ее применение при оценке надежности сложной системы ограничивается в случаях, когда:

- время работы системы гораздо меньше среднего времени безотказной работы;
- закон распределения времени безотказной работы не является однопараметрическим и для достижения полной оценки нужны моменты высших порядков;
- система является резервированной;
- интенсивность отказов не является постоянной;
- время работы отдельных частей сложной системы является различным.

Интенсивность отказа является наиболее удобной характеристикой надежности простейших элементов, что позволяет просто вычислять количественные характеристики надежности сложных систем по критерию вероятности безотказной работы, поскольку она:

- входит как множество в другие более общие характеристики систем, например, в эффективность и стоимость [15];
- характеризует надежность с учетом изменения во времени [16];
- может быть определена в процессе проектирования систем и оценена в процессе их испытаний.

Таблица 1. – Интенсивность отказов элементов

Закон распределения	Частота отказов (плотность распределения)	Вероятность безотказной работы	Интенсивность отказов	средняя наработка до первого отказа
Экспонентный	$\lambda e^{-\lambda t}$	$e^{-\lambda t}$	$\lambda = \text{const}$	$\frac{1}{\lambda}$
Релея	$\frac{t}{\sigma^2} e^{-\frac{t^2}{2\sigma^2}}$	$e^{-\frac{t^2}{2\sigma^2}}$	$\frac{t}{\sigma^2}$	$\sqrt{\frac{\pi}{2}} \sigma$
Гамма (при k целом)	$e^{-\lambda_0 t}$	$e^{-\lambda_0 t}$	$\frac{\lambda_0 (\lambda_0 t)^{k-1}}{(k-1)! \sum_{i=0}^{k-1} \frac{(\lambda_0 t)^i}{i!}}$	$\frac{k}{\lambda_0}$
Вейбулла-Гнеденко	$\lambda_0 k t^{k-1} e^{-\lambda_0 t^k}$	$e^{-\lambda_0 t^k}$	$\lambda_0 k t^{k-1}$	$\frac{r(\frac{1}{k} + 1)}{\lambda_0 k^{\frac{1}{k}}}$
Усеченный нормальный	$\frac{1}{F\left(\frac{T_1}{\sigma}\right) \sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(t-T)^2}{2\sigma^2}}$	$\frac{F\left(\frac{T_1 - t}{\sigma}\right)}{F\left(\frac{T_1}{\sigma}\right)}$	$\frac{e^{-\frac{(t-T)^2}{2\sigma^2}}}{\sqrt{2\pi\sigma F\left(\frac{T_1 - t}{\sigma}\right)}}$	$T_1 + \frac{\sigma}{\sqrt{2\pi F\left(\frac{T_1}{\sigma}\right)}} e^{-\frac{T_1^2}{2\sigma^2}}$
Логорифмически-нормальный	$\frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln t - \mu}{\sigma}\right)^2}$	$\frac{1}{2} + \Phi\left(\frac{\mu - \ln t}{\sigma}\right)$	$\frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \frac{e^{\frac{1}{2} \left(\frac{\ln t - \mu}{\sigma}\right)^2}}{0,5 + \Phi\left(\frac{\mu - \ln t}{\sigma}\right)}$	$\frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi} \int_0^{\infty} e^{-\frac{(\ln t - \mu)^2}{2}} dt}$

Положение Рекомендаций Международной организации труда по совершенствованию системы управления охраной труда (СУОТ) на всех предприятиях предусматривают его выполнение на основе управления профессиональными рисками, поскольку использование этого понятия является универсальной количественной и качественной мерой опасности. Это особенно важно на стадии стратегического планирования, потому что развитие СУОТ путем использования соответствующих подходов к оценке рисков через различные математические модели, в т.ч. не только статистические, позволяет адекватно управлять качеством и безопасностью производственной среды.

Выводы. В результате выполненного исследования показана возможность и целесообразность использования для моделирования производственного риска в машиностроительном производстве основных характеристик надежности, таких как вероятность безотказной работы, интенсивность отказов, средняя наработка до первого отказа.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Роботы промышленные. Роботизированные технологические комплексы. Требования безопасности и методы испытаний: ГОСТ 3738-98 (ГОСТ 12.2.072-98). – [Действующий от 2000-07-01]. – К.: Госстандарт Украины, 1998. – 47 с.

2. Асфаль, Г. Роботы и автоматизация производства. Пер. с англ. М.Ю. Евстигнеева и др. / Г. Асфаль. – М.: Машиностроение, 1989. – 448 с.
3. Русак, В. Н. Справочная книга по охране труда в машиностроении / А. Н. Русак. – Л.: Машиностроение. 1989. – 541 с.
4. Гибкие производственные системы Японии. Пер. с япон. А.Л. Семенова; под ред. Л. Ю. Лищинского. – М.: Машиностроение, 1987. – 232 с.
5. Оценка риска развития профессиональных заболеваний и пути его снижения исходя из стажа работы в условиях воздействия вредных производственных факторов: Методические рекомендации / И. В. Бойко, Т. М. Наумова, Л. Б. Герасимова и др. – СПб., 1999. – 44 с.
6. Минько, В. М. О взаимосвязях фактического и потенциального производственного риска и их практическом использовании / В. М. Минько, И.Ж. Титаренко // Известия КГТУ: научный журнал. – Калининград, 2005. – № 8. – С. 164-172.
7. Надежность в технике. Анализ видов, последствий и критичность отказов. Основные положения: ГОСТ 27.310-95. – [Дата введения 1997-01-01]. – Минск: изд-во стандартов, 1996. – 19 с.
8. Корчагин, А. Б. Надежность технических систем и техногенный риск. Уч. пособие в 2-х ч. – Ч.2. Практикум / А. Б. Корчагин, В. С. Сердюк, А. И. Бокарев. – Омск: изд-во ОмГТУ, 2011. – 140 с.
9. Федорец, А. Г. Научно-методические основы управления производственными рисками на рабочих местах / А. Г. Федорец // Безопасность в техносфере. – 2007. – №6. – С. 18-27.
10. Половко, А. М. Сборник задач по теории надежности / Половко А. М. и др.; под ред. А. М. Половко. – М.: Соврадио, 1972. – 408 с.
11. Вентцель, Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М.: Наука, 1994. – 576 с.
12. Оценка вероятности возникновения опасных ситуаций: метод. указания / сост. Э.А. Гомзигов. – СПб.: С.-Петербур. речной гос. ун-т водных коммуникаций, 1999. – 15 с.
13. Королев, В. Ю. Математические основы теории риска: уч. пособие / В. Ю. Королев, В. Е. Бенинг, С. Я. Шоргин. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Физматлит, 2011. – 620 с.
14. Мирзоахмедов, Ф. М. Математические модели и методы управления производством с учетом случайных факторов / Ф.М. Мирзоахмедов. – К.: Научн. мысль, 1991. – 224 с.
15. Ястремский, А. И. Моделирование экономического риска / А. И. Ястремский. – К.: Лебедь, 1992. – 176 с.
16. Talbott-E-O. Evidence for a dose-response relationship between occupational noise and blood pressure/ L-B Gibson, A Burks, R Engberg, K-P. McHugh // Arch-Environ-Health. 1999 Mar-Apr; 54(2): 71-8.

Поступила в редколлегию 28.02.2022 г.

УДК 621.01

А. Н. Михайлов¹, д-р техн. наук, проф., **А. В. Анастасьев¹**, аспирант,
Н. С. Пичко², д-р филол. наук, проф.

¹ Донецкий национальный технический университет,

² Филиал Ухтинского государственного технического университета в г. Усинск

Тел./Факс: +7(949)349-74-28; E-mail: anastasyev.av@yandex.ru

ОСНОВЫ СИНТЕЗА МЕХАНИЗМА ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГАЗОТУРБИННОГО ДВИГАТЕЛЯ НА БАЗЕ ФУНКЦИОНАЛЬНО- ОРИЕНТИРОВАННОГО ПОДХОДА

В данной статье проведен анализ основных особенностей развития разрушения функциональных элементов лопаток турбины газотурбинного двигателя. При этом отмечено, что перо лопатки подвергается переменному температурному воздействию, приводящему в дальнейшем к неравномерному износу. Рассмотрены существующие методы повышения ресурса рабочих и сопловых лопаток турбины, и определены основные пути повышения их ресурса на основе теплозащитных покрытий на базе функционально-ориентированных технологий. Предложен принцип повышения ресурса за счет обеспечения эквивалентных свойств всех функциональных элементов пера лопатки турбины, основанный на функционально-ориентированном подходе. Определены основные направления для дальнейшего исследования.

Ключевые слова: лопатка, турбина, ГТД, ресурс, температура, покрытие

A. N. Mikhaylov, A. V. Anastasyev, N. S. Pichko

BASIS OF SYNTHESIS OF THE MECHANISM OF INCREASING THE RESOURCE OF TURBINE BLADES OF A GAS TURBINE ENGINE ON THE BASIS OF A FUNCTION-ORIENTED APPROACH

This article analyzes the main features of the growth of the destruction of the functional elements of the turbine blades of a gas turbine engine. At the same time, it was noted that the blade is subjected to variable temperature effects, which subsequently leads to irregular deterioration. The existing methods of increasing the resource of working and nozzle blades of the turbine are considered, and the main ways of increasing their resource are determined on the basis of heat-shielding coatings based on functionally oriented technologies. The principle of increasing the resource by providing equivalent properties of all functional elements of the turbine blade airfoil based on a functionally oriented approach is proposed. The main directions for further research are determined.

Keywords: blade, turbine, gas turbine engine, resource, temperature, coating

1. Введение

Газотурбинные двигатели (ГТД) основательно вошли в современную технику, независимо от того, применяются ли они в авиации, флоте или энергетических установках. При этом во всех сферах деятельности наблюдается тенденция к повышению КПД, и как следствие – надежности всего изделия в целом, и каждой его детали в частности. Надежная работа газотурбинного двигателя в значительной мере зависит от работоспособности лопаточного аппарата, являющегося его неотъемлемой частью. Температура материала лопаток турбины ГТД может достигать 80% от величины температуры плавления, при этом лопатка находится в нагруженном состоянии [1].

Лопатки турбины (далее – ЛТ) являются наиболее нагруженными, ответственными и массовыми деталями ГТД.

На рис.1 представлены основные функциональные элементы пера лопатки турбины, а именно: входная и выходная кромки, корыто пера лопатки, спинка пера лопатки (тело пера лопатки на рисунке не обозначено). При этом, с учетом сложной пространственной формы ЛТ, в процессе работы тело ЛТ подвергается действию высоких температур неравномерно [2] (рис.2). Подобное распределение температуры вызвано

как конструктивными особенностями ЛТ, такими как сложный аэродинамический профиль переменного сечения, так и процессом работы турбины ГТД представленном на рис. 3. В процессе работы [4] поток рабочих газов высокой температуры из камеры сгорания (КС) попадает на лопатки соплового аппарата (СА) первой ступени турбины, откуда благодаря специфической форме профиля пера лопатки перенаправляется на лопатки рабочего колеса (РК) первой ступени турбины. Далее процесс проходит по аналогичному принципу на всех остальных ступенях турбины, число которых может достигать 4 и более, при этом температура рабочих газов падает с каждой ступенью. Как следствие такого неравномерного распределения температуры, под действием эксплуатационных воздействий, в зонах максимальной температуры происходит повреждение защитного покрытия, приводящее к катастрофическим разрушениям пера лопатки в дальнейшем.

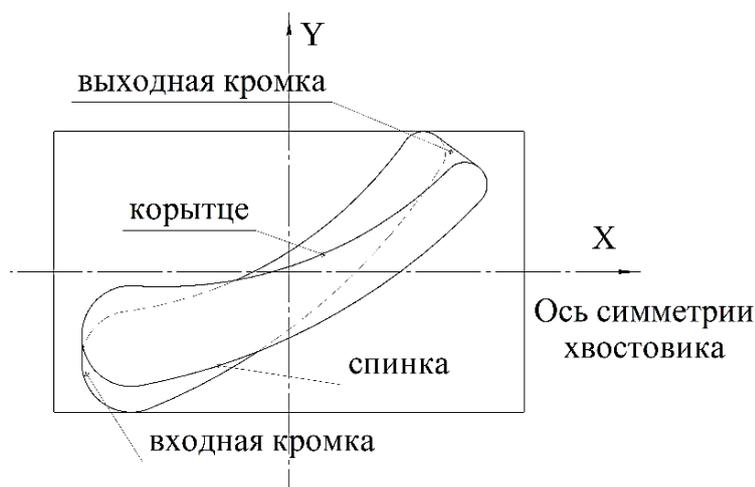


Рисунок 1. Основные элементы пера лопатки турбины

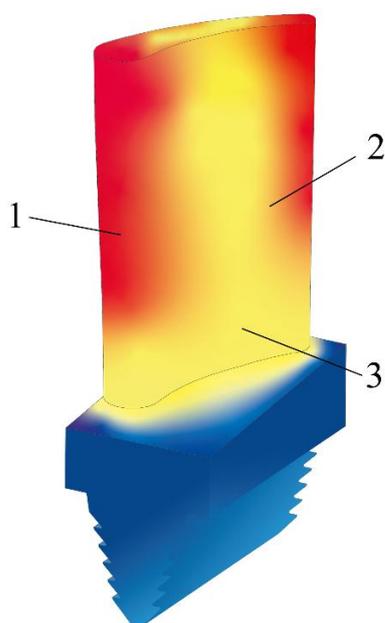


Рисунок 2. Распределение температуры тела лопатки турбины по зонам:
 1 – максимальной температуры;
 2 – высокой температуры;
 3 – умеренной температуры

Целью данной работы является синтез принципа повышения ресурса ЛТ ГТД в условиях действия неравномерного высокотемпературного износа элементов пера лопатки за счет повышения стойкости её отдельных функциональных элементов (ФЭ) на базе принципов функционально-ориентированных технологий (ФОТ) [3].

В соответствии с поставленной целью в работе определены следующие задачи: выполнить исследование особенностей разрушения функциональных элементов ЛТ ГТД, провести анализ существующих методов повышения ресурса рабочих и сопловых лопаток, провести синтез принципа повышения ресурса ЛТ ГТД на основе ФОТ.

2. Анализ особенностей разрушения ЛТ ГТД

В процессе работы (рис. 3) ЛТ ГТД подвергаются воздействию высокой температуры рабочих газов, состоящих из

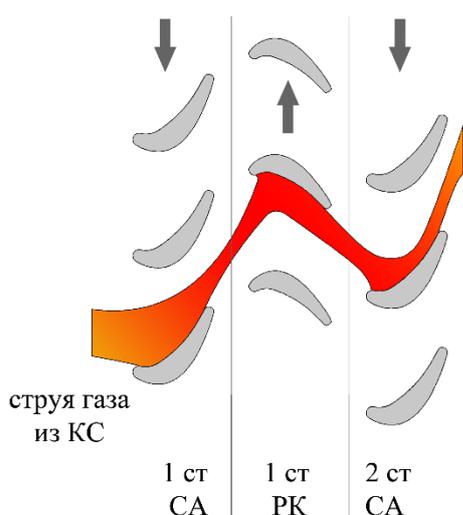


Рисунок 3. Схема процесса работы турбины ГТД

продуктов сгорания топлива и мельчайших абразивных частиц, которые оказывают температурные, коррозионные и абразивные воздействия в совокупности с растягивающими и изгибающими напряжениями, вызванными работой турбины. Характерные повреждения представлены на рисунке 4.

Катастрофическим повреждениям и разрушениям, таким как прогар или излом, предшествует активное развитие сульфидной коррозии, усугубленной действием высоких температур и развитие усталостных трещин.

Эксплуатационные воздействия, которым в процессе работы подвергаются лопатки турбины, по механизму их действия, можно структурировать в три основные группы: механические, химические и температурные (рис. 5).

При этом анализируя приведенную структуру прослеживается закономерность, что при увеличении воздействий – усиливается их комплексное воздействие на лопатки турбины, ускоряющее их выход из строя.

В общем случае, причинами разрушения лопаток турбин могут являться [6, 7]:

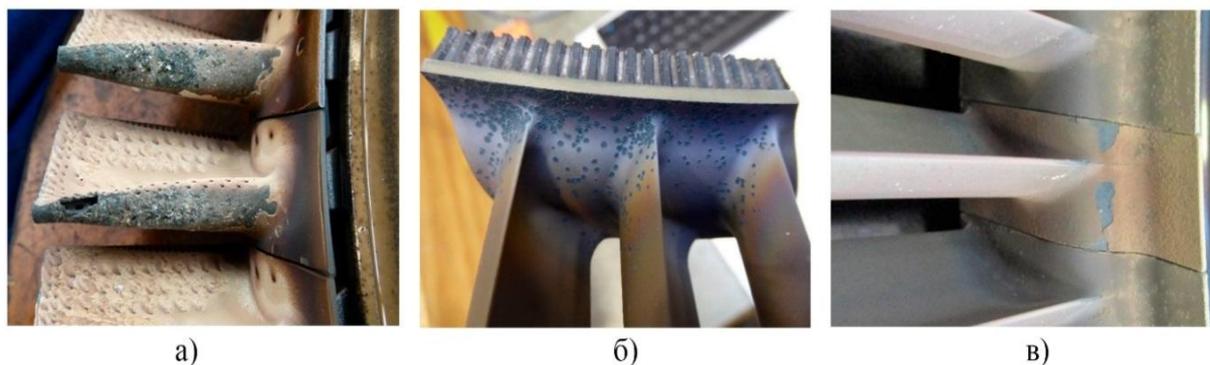


Рисунок 4. Повреждения ЛТ ГТД [5]: а – прогар лопаток по входной кромке, б – коррозионные повреждения, в – сколы защитного покрытия.

- нарушение условий эксплуатации;
- погрешности при получении заготовки;
- последствия механической обработки (шлифовальные прижоги, концентраторы напряжений и т.д.)
- превышение предельных температурных воздействий;
- растягивающие и изгибающие напряжения в процессе эксплуатации;
- ошибки при сборке (несоответствия заложенных посадок и т.д.);
- попадание посторонних предметов;
- усталостные напряжения при длительной эксплуатации;



Рисунок 5. Структура комплексных воздействий на ЛТ ГТД

- сульфидная (газовая) коррозия (высокотемпературная и низкотемпературная коррозия);
- эрозионный износ;
- вибрационные напряжения.

Выполненный анализ причин разрушения и их особенностей позволил установить:

1. В процессе эксплуатации ЛТ подвергаются комплексному разрушению, вызванному совместным действием механических, температурных и химических воздействий.

2. Эксплуатационные функции оказывают неравномерное действие на профиль лопатки, что вызывает неравномерный износ и последующее разрушение.

Ориентируясь на вышеизложенное, следует отметить, что для

осуществления возможности обеспечения неравномерных свойств профиля лопатки, которые позволили бы эффективно равномерно оказывать сопротивление эксплуатационным воздействиям – необходимо применение специальных функционально-ориентированных технологий. Для обеспечения этих изменяющихся свойств необходима разработка методов реализации принципов функциональной ориентации.

3. Анализ существующих методов повышения ресурса рабочих и сопловых лопаток

В настоящее время разработаны и активно применяются множество различных методов повышения качества лопаток турбин ГТД. Условно, их можно разделить на методы повышения качества получения заготовок и методы улучшения отделочно-упрочняющей обработки. В данной работе будут рассматриваться исключительно методы улучшения отделочно-упрочняющей обработки. Применение современных сплавов, новых разработок в технологии литья, методов направленной кристаллизации, использование охлаждаемых лопаток значительно увеличили эксплуатационные свойства лопаток турбины, однако в наше время акцент в разработках смещается на применение теплозащитных покрытий, т.к. они позволяют значительно повысить рабочую температуру газа (на 100°C и выше).

Теплозащитные покрытия (ТЗП) представляют собой комбинацию из внешнего керамического и внутреннего жаростойкого слоев (рис. 6). При этом внешний слой обеспечивает теплозащитный эффект, за счет низкой теплопроводности, а внутренний жаростойкий слой обеспечивает сцепление керамического слоя с подложкой и защиту поверхности лопатки от высокотемпературного окисления [8]. Толщина такого покрытия может достигать 100-200мкм и более. Однако, увеличение толщины покрытий ограничено появлением остаточных напряжений и их ростом с увеличением толщины. Остаточные напряжения влияют и на прочность соединения покрытия с подложкой.



Рисунок 6. Структура ТЗП

Благодаря исследованиям, проведенным авторами в их работах [2, 9] известно, что применение жаростойких покрытий на основе циркония (Zr) позволяют снизить температуру на теле лопатки на величину $0,5-0,66^{\circ}\text{C}$ за 1 мкм покрытия; а покрытия на основе комбинации иттрия (Y) и циркония (Zr) – $1-1,1^{\circ}\text{C}$ за 1 мкм покрытия. При этом снижение толщины слоя, или его повреждение приводит к существенному снижению ресурса лопатки.

Возникновение различных температурных зон на профиле пера лопатки (см. рис. 2) приводит к неравномерным напряжениям и различным механизмам дальнейшего разрушения. Так, в зонах «высоких» температур наблюдается преждевременное интенсивное окисление из-за предельного уровня температур (более 1150°C), и напряжения сжатия в покрытии, а в зонах «низких» температур – наблюдается возникновение термоусталостных трещин, приводящих к фрагментации покрытия и его разрушению.

Существующие традиционные методы повышения ресурса ЛТ ГТД обеспечивают повышение его ресурса в условиях действия неравномерных эксплуатационных воздействий, однако не позволяют значительно повысить ресурс ГТД в целом, за счет невозможности его адаптации к особенностям эксплуатации [10].

Несмотря на широкое применение в изготовлении авиационных деталей, а именно лопаток турбин, такие покрытия имеют только однородную толщину, что никак не учитывает неравномерность нагрева профиля лопатки.

Перспективным подходом к решению вопроса повышения ресурса ЛТ ГТД является функционально-ориентированный подход (ФОП), который позволяет обеспечивать требуемые свойства функциональных элементов изделия или даже превосходить их за счет особых принципов ориентации [3].

Предложенный авторами в работе [10] принцип обеспечения кратного ресурса за счет увеличения межремонтного ресурса ГТД и количества восстановлений его элементов основанный на обеспечении ФОС на базе ФОТ является довольно перспективным, особенно в плане увеличения количества восстановлений его элементов.

Таким образом, проведенные исследования существующих методов повышения ресурса ЛТ ГТД позволили установить, что:

1. Нанесение ТЗП является перспективным методом повышения ресурса;
2. При нанесении покрытий необходимо учитывать различные температурные зоны на профиле пера лопатки.
3. Нанесение ТЗП должно быть основано на ФОП, с учетом особых принципов ориентации.
4. При расчете характеристик покрытия следует учитывать, что в общем теплозащитные свойства современных материалов позволяют достичь снижения температуры на $0,5-1^{\circ}\text{C}$ за 1 мкм нанесенного покрытия.

4. Синтез механизма повышения ресурса ЛТ ГТД на основе ФОТ

Выполненный анализ особенностей разрушения лопаток и существующих методов повышения их ресурса показывает, что процесс разрушения их функциональных элементов происходит неравномерно, а нанесение защитных покрытий не позволяет в полной мере нивелировать неравномерность износа.

С целью повышения ресурса ЛТ ГТД в нашей работе предлагается уравнивать ресурс всех функциональных элементов лопатки, за счет применения функционально-ориентированных технологий. Такой эффект может быть достигнут за счет применения принципа обеспечения эквивалентных свойств функциональных элементов (ЭСФЭ). Суть принципа заключается в анализе температурных воздействий на функциональные элементы ЛТ ГТД и придание им требуемых свойств за счет применения специального защитного покрытия, например, способом ионно-плазменного напыления, который является достаточно перспективным и технологичным. Суть метода заключается в нанесении покрытий из плазмы электродугового разряда интегрально холодным катодом, при котором между анодом и катодом (из наносимого материала) возбуждается разряд, протекающий в продуктах эрозии катода.

При нанесении покрытий данным методом также можно проводить предварительную ионную очистку поверхности путем ионной бомбардировки ускоренными ионами распыленного вещества, что повышает уровень адгезии покрытия с материалом поверхности лопатки (подложки).

В данной работе предлагается повышение ресурса, за счет выравнивания температурных воздействий на перо лопатки, без учета других видов износа, рассмотренных ранее.

Так, исходя из распределения температур по профилю пера (рис. 2) и анализу разрушений ресурс функциональных элементов можно представить в виде:

$$R_1 < R_2 < R_3 < \dots < R_n, \quad (1)$$

где, R_1 – ресурс зоны максимальных эксплуатационных воздействий; R_2 – ресурс зоны высоких эксплуатационных воздействий; R_3 – ресурс зоны умеренных эксплуатационных воздействий; R_n – ресурс зоны минимальных эксплуатационных воздействий. Если разделить перо лопатки на j количество сечений, тогда в каждом из сечений равенство (1) будет иметь вид:

$$\begin{aligned} R_1^1 < R_2^1 < R_3^1 < \dots < R_n^1 \\ R_1^j < R_2^j < R_3^j < \dots < R_n^j \end{aligned} \quad (2)$$

где, $R_1^1, R_2^1, R_3^1, \dots, R_n^1$ – ресурс зон первого сечения; $R_1^j, R_2^j, R_3^j, \dots, R_n^j$ – ресурс зон j -го сечения. При этом четко видно различие ресурсов зоны всего диапазона температурных воздействий.

Применение принципа ЭСФЭ, в свою очередь, позволит обеспечить эти зоны соответствующим функционально-ориентированным покрытием, гарантирующим эквивалентность их ресурса. Тогда уравнение (2) примет вид:

$$R_1^1 = R_2^1 = R_3^1 = \dots = R_n^1$$

$$R_1^j = R_2^j = R_3^j = \dots = R_n^j$$
(3)

Исходя из этого планируемый ресурс всех функциональных элементов и зон ЛТ ГТД может быть равен [11, 12, 13]:

$$R_1 = R_2 = R_3 = \dots = R_n, \tag{4}$$

Для реализации принципа ЭСФЭ и обеспечения равенства (4) необходимо решение следующих задач:

1. Разделение ЛТ на функциональные элементы (ФЭ), части, зоны;
2. Анализ функциональных воздействий на ФЭ, части и зоны;
3. Подбор структуры наносимого покрытия;
4. Определение требуемых свойств будущего покрытия для каждого ФЭ, части и зоны ЛТ ГТД.

При этом, на всех этапах, согласно ФОТ и особым принципам ориентации, должна быть реализована обратная связь [3].

Применяемые для защиты лопаток турбины защитные покрытия должны учитывать функциональные особенности различных элементов лопатки, которые могут существенно отличаться на различных элементах профиля пера. Так, в зонах воздействия наибольших температур необходимо обеспечить максимальный теплозащитный эффект, при этом обеспечив равномерность теплозащитных свойств по всей плоскости наносимого защитного покрытия, с целью минимизации возникновения дополнительных внутренних напряжений, вызванных перепадами температур. Гипотетическая схе-

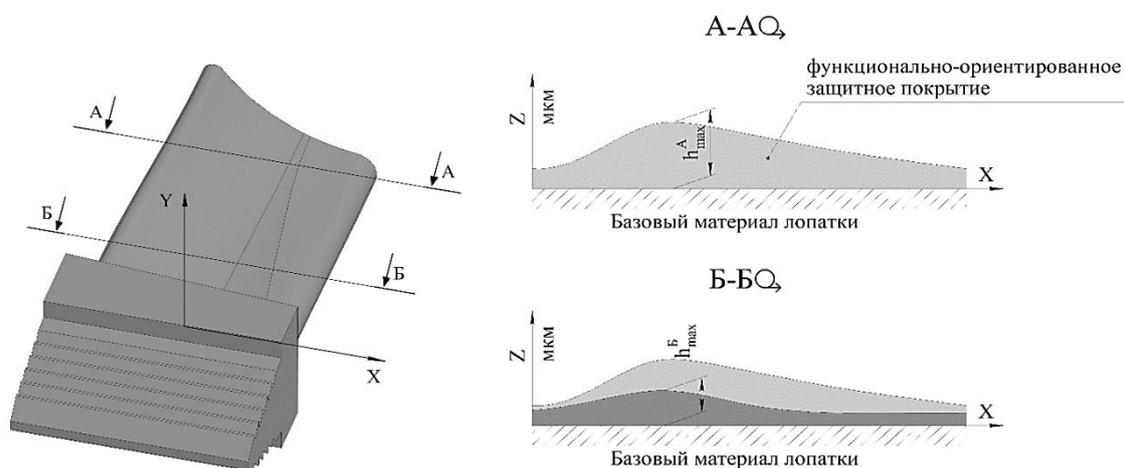


Рисунок 7. Гипотетическая схема функционально-ориентированного защитного покрытия, согласно принципу ЭСФЭ

ма функционально-ориентированного покрытия, согласно принципу ЭСФЭ, представлена на рис. 7. Характерной особенностью такого покрытия является максимальная приближенность свойств покрытия в каждом ФЭ оказываемым на него функциональ-

ным воздействиям. При этом, чем ближе и точнее будет проведено разделение тела пера на ФЭ, части и зоны, и определены воздействия, тем адекватнее может быть синтезирована структура теплозащитного покрытия. Так, на представленной схеме (рис.7.) в сечении А-А, которое находится в зоне максимальных эксплуатационных воздействий, покрытие будет иметь переменную толщину, достигая максимальной h_{max}^A в зонах, подвергающихся максимальным воздействиям. Следует отметить, что в каждом возможном сечении покрытие может иметь переменную толщину. При этом, в сечении Б-Б, находящейся в зоне высоких эксплуатационных воздействий, максимальная толщина покрытия h_{max}^B существенно меньше, за счет чего обеспечивается планируемый равный ресурс функциональных элементов (4).

Обеспечение вышеуказанных свойств может быть достигнуто комплексно путем подбора материала покрытия, и его переменной толщины в различных функциональных элементах пера ЛТ.

В перспективе следует разработать общую структуру технологического процесса нанесения защитных покрытий на основе ФОТ с обеспечением принципе ЭСФЭ и проработать методику её реализации.

5. Заключение

Таким образом, проведенные в данной работе исследования позволили решить следующее:

- выполнен анализ особенностей разрушения функциональных элементов ЛТ ГТД, при этом определить их комплексный характер;
- проведен анализ существующих методов повышения ресурса рабочих и сопловых лопаток турбины, и определен перспективный путь для дальнейшего исследования – применение ФОТ;
- установить основные связи между характеристиками существующих теплозащитных покрытий и механизмом их разрушения;
- проведен синтез и разработан принцип обеспечения повышения ресурса ЛТ за счет обеспечения эквивалентных свойств их функциональных элементов;
- выделены направления дальнейших исследований.

Проведенные в данной работе исследования позволили разработать общий принцип повышения ресурса ЛТ ГТД на базе ФОТ, за счет применения принципа обеспечения эквивалентных свойств функциональных элементов. Применение данного принципа, основанного на ФОТ, позволит уравнивать ресурс функциональных элементов пера лопатки.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Тихонов, А. С. Внедрение технологий «Цифрового двойника» применительно к оптимизации теплового состояния и повышению ресурса охлаждаемых лопаток промышленных газовых турбин / А. С. Тихонов, А. Ю. Тамм, А. В. Пивоварска // Сборник докладов LXV научно-технической сессии по проблемам газовых турбин и парогазовых установок «Фундаментальные проблемы исследований, разработок и реализации научных достижений в области газовых турбин в российской экономике». – Санкт-Петербург: ОАО «ВТИ», 2018. – С. 44-50.
2. Reyhani M. R. et al. Turbine blade temperature calculation and life estimation-a sensitivity analysis // Propulsion and power Research. – 2013. – Т. 2. – №. 2. – С. 148-161.

3. Михайлов, А. Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий машиностроения / А. Н. Михайлов ; А. Н. Михайлов. – Донецк: Технополис, 2009. – 346 с. – ISBN 9667907244.
4. Анализ условий работы поверхностных слоев рабочих лопаток турбины современных двигателей / М. А. Петрова, Мехди Саадатибаи, А. И. Тарасов / Научный вестник МГТУ ГА. 2015. №217 (7). URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/analiz-usloviy-raboty-poverhnostnyh-sloev-rabochih-lopatok-turbiny-sovremennyh-dvigatelyey> (дата обращения: 24.02.2022).
5. Aust, J. Taxonomy of Gas Turbine Blade Defects / J. Aust, D. Pons / Aerospace, - 2019. №6 (58). – Doi:10/3390/aerospace6050058.
6. Ахметшина, Э. Р. Обзор. Виды повреждений и ремонт деталей газотурбинного двигателя / Э. Р. Ахметшина, Ф. Н. Куртаева // Проблемы и перспективы развития авиации, наземного транспорта и энергетики "АНТЭ-2015" : Международная научно-техническая конференция: Материалы конференции, Казань, 19–21 октября 2015 года / Министерство образования и науки Российской Федерации Российский фонд фундаментальных исследований Министерство образования и науки Республики Татарстан Академия наук Республики Татарстан КНИТУ-КАИ Лаборатория МФТП. – Казань: Издательство "Бриг", 2015. – С. 203-209.
7. Старцев, Н. И. Конструкция узлов авиационных двигателей: турбина и камера сгорания / Н. И. Старцев, С. В. Фалалеев – Самара: Изд-во СГАУ, 2007. – 108 с.
8. Высокотемпературные жаростойкие покрытия и жаростойкие слои для теплозащитных покрытий / С. А. Мубояджян, С. А. Будиновский, А. М. Гаямов, П. В. Матвеев // Авиационные материалы и технологии. – 2013. – № 1(26). – С. 17-20.
9. Мубояджян, С. А. Ионно-плазменная технология: перспективные процессы, покрытия, оборудование / Мубояджян С. А., Будиновский С. А. // Авиационные материалы и технологии. 2017. №S. URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/ionno-plazmennaya-tehnologiya-perspektivnye-protsessy-pokrytiya-oborudovanie> (дата обращения: 28.01.2022).
10. Михайлов, А. Н. Особенности технологического процесса повышения ресурса лопаток турбины авиационного двигателя на базе функционально-ориентированной технологии / А. Н. Михайлов, Т. В. Хавлин // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2017. – № 1(56). – С. 84-100. – EDN ZHVCIB.
11. Михайлов, В. А. Общие основы и принципы повышения ресурса газотурбинных двигателей на базе функционально-ориентированного подхода / В. А. Михайлов, А. П. Пичко, А. В. Чугункин [и др.] // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2017. – № 3(58). – С. 32-43. – EDN ZEKPBVJ.
12. Михайлов, Д. А. Методика синтеза связанного технологического процесса формирования многослойного функционально-ориентированного покрытия лопаток газотурбинного двигателя / Д. А. Михайлов, В. А. Михайлов, Е. А. Шейко, А. Н. Михайлов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2020. – № 4(71). – С. 44-63. – EDN UZUVWV.
13. Михайлов, Д. А. Общая методология синтеза комплексного многосвязного технологического процесса обеспечения функционально-ориентированных свойств газотурбинного двигателя / Д. А. Михайлов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2021. – № 1(72). – С. 40-57. – EDN GTKZHP.

Поступила в редколлегию 17.03.2022 г.

УДК 621.789

Е. В. Овчинников, д-р техн., проф., **В. Ч. Белаш**,**Г. А. Костюкович**, канд. техн. наук, проф.

Гродненский государственный университет им. Янки Купалы, Беларусь

Тел./Факс: +375 (152) 684108; E-mail: ovchin@grsu.by

ИННОВАЦИОННЫЕ КОНСТРУКЦИИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ

В статье представлены результаты исследований по разработке новых конструкций электроискрового оборудования, предназначенного для формирования аддитивных покрытий триботехнического назначения. В предложенной конструкции оборудования применяется схема вращающегося электрода, вместо возвратно-поступательного движения электрода в традиционных конструкциях. Проведенные исследования по определению значений твердости модифицированных стальных субстратов на разработанном электроискровом оборудовании показали, что данное конструкторское решение позволяет получить защитные покрытия, не уступающие по своим физико-механическим характеристикам покрытиям на стандартном электроискровом оборудовании. Проведен расчет экономической эффективности разработки для модифицирования металлообрабатывающего инструмента для действующего производства.

Ключевые слова: электроискровое легирование, конструкция, свойства, покрытия, металлы, плазма

Y. Aurchinnikau, V. Belash, G. Kostyukovich

INNOVATIVE DESIGNS OF ELECTRIC SPARK EQUIPMENT

The article presents the results of research on the development of new designs of electrospark equipment intended for the formation of additive coatings for tribotechnical purposes. The proposed equipment design uses a rotating electrode scheme, instead of the reciprocating movement of the electrode in traditional designs. The studies carried out to determine the hardness values of modified steel substrates on the developed electrospark equipment showed that this design solution makes it possible to obtain protective coatings that are not inferior in their physical and mechanical characteristics to coatings on standard electrospark equipment. The calculation of the economic efficiency of the development for modifying the metalworking tool for the existing production has been carried out.

Keywords: electrospark doping, design, properties, coatings, metals, plasma

1. Введение.

Нанесение электроискровых покрытий с применением RC-схемы и образованием так называемой «накопительной искры» приводит формированию защитных слоев с повышенными физико-механическими характеристиками по отношению к модифицируемому материалу и развитой морфологией. Сочетание данных характеристик дает возможность применять изделия, модифицированные данным методом, в узлах трения эксплуатируемых в условиях граничной смазки или ограниченного доступа смазочного материала в зону фрикционного контакта. Наличие различного рода углублений в структуре электроискровых покрытий будет играть роль микрорезервуаров, в которых находится смазочный материал и в случае его расходования в зоне трения обеспечится поступление смазки в зону фрикционного контакта за счет капиллярных эффектов, что позволит получить низкий коэффициент трения и высокую износостойкость эксплуатируемых изделий. Формирование высокотвердых защитных слоев на поверхности металлорежущего инструмента является перспективным направлением развития применения электроискровых покрытий. Данный вид покрытий необходимо формировать на большом негабаритном инструменте, предназначенном для металлообработки, где нанесение вакуумных покрытий методом PVD, CVD и PCVD невозможно вследствие больших геометрических размеров изделий.

© Овчинников Е. В., Белаш В. Ч., Костюкович Г. А.; 2022

Перспективным направлением развития полученных исследований является создание композиционных покрытий на базе электроискровых покрытий, модифицированных полимер-олигомерными соединениями по растворной или ротапринтной технологии. В виду того, что электроискровые покрытия обладают достаточно высокой шероховатостью, наличием пустот и каверн, то процессы коррозионного воздействия на границах раздела «субстрат-покрытие» будут протекать достаточно интенсивно. Для снижения данного явления предлагается формирование покрытий из растворов или ротапринтным нанесением на базе фторсодержащих соединений. Заполняя поверхностные дефекты ЭИЛ покрытий, данные соединения будут способствовать снижению коррозионных процессов, а также улучшению триботехнических характеристик композиционных покрытий [1-6].

Целью исследований является разработка конструкции электроискровой установки, принципиально отличающейся от имеющегося в производственной эксплуатации технологического оборудования.

Методика эксперимента.

Электроискровые покрытия формировали путем применения электрода ВК8 на электроискровых установках ЭИЛБ-1 и UR-121 В качестве подложек использовали сталь Р6М5. Покрытия наносили на металл в состоянии поставки и проводили шлифовку до чистоты не ниже 10 класса. Для измерения микротвердости покрытий, сформированных на металлах, использовали микротвердомер НВММТ-Х7.

Результаты исследований.

В ходе выполнения договора был разработан опытный образец установки электроискрового легирования ЭИЛБ-1. Прибор относится к области технологических процессов обработки металлов и может быть использован для электроискрового легирования (ЭИЛ) металлических изделий любой произвольной конфигурации: режущий инструмент, оснастка для штамповки, детали машин и механизмов, маркировка металлических деталей с нанесением цифробуквенной информации на поверхность, посадочные места для подшипников и т.д. ЭИЛ основано на явлении электрической эрозии и полярного переноса материала анода (электрода) на катод (деталь) при протекании импульсных разрядов в газовой среде. В результате ЭИЛ на поверхности детали формируется слой покрытия (0,01 – 0,2 мм), состоящий из износостойких, жаро- или эрозийно-стойких материалов. При использовании порошков, полученных по СВС технологии (самораспространяющийся высокотемпературный синтез), предварительно нанесенных на поверхность детали, возможно формировать покрытия (0,1 – 0,5 мм) на основе тугоплавких износостойких материалов (TiC, WC, CrC).

Усовершенствованная технология, сочетающая ЭИЛ и СВС, позволяет наносить покрытия из широкой гаммы тугоплавких соединений, которые повышают ресурс работы деталей. Технология позволяет восстанавливать работоспособность изношенных деталей и проводить упрочнение рабочих поверхностей новых деталей, что позволяет продлить срок службы узлов и агрегатов машин. Преимущества данного оборудования заключаются в следующем: надежность и сравнительная простота оборудования и технологического процесса; относительно небольшие габариты и вес оборудования и оснастки; мобильность оборудования и применимость его в условиях любого производства; возможность локального нанесения покрытия на детали; высокая прочность сцепления покрытия с подложкой (деталью); незначительность нагрева поверхности детали (не более 300°C); возможность формирования покрытий из любых токопроводящих ма-

териалов на любые токопроводящие детали; экологичность процесса. На рис. 1 представлена блок-схема данного прибора. В корпусе прибора располагаются следующие блоки:

- импульсный блок питания с выходным напряжением 24 В, максимальный ток в нагрузке 9 А;
- регулируемый понижающий модуль постоянного тока в диапазоне напряжений от 1.2 В до 20 В с максимальным током в нагрузку до 12 А
- четырехступенчатый блок накопительной емкости (2200 мкФ – 8800 мкФ);
- электромагнитный вибратор с регулируемой амплитудой колебаний (частота колебаний 50, 100 Гц).

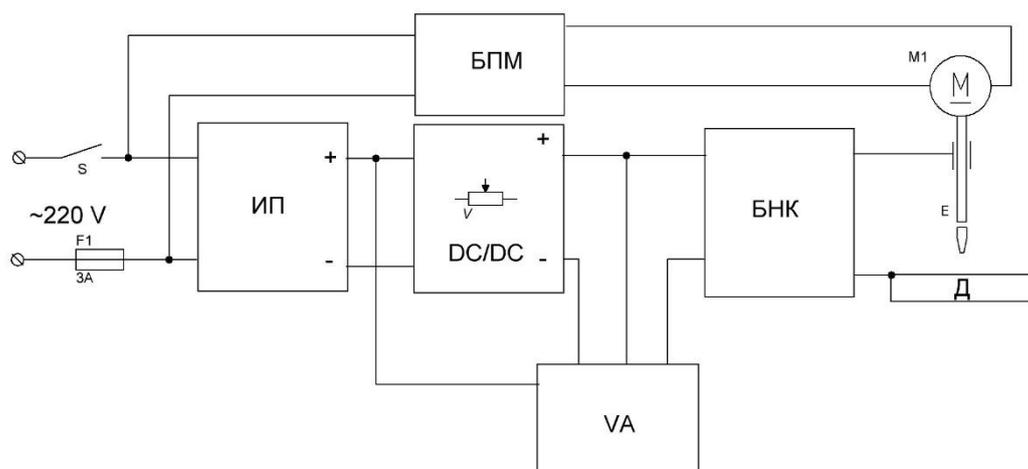


Рисунок 1. Блок-схема прибора

Внешний вид прибора представлен на рис. 2 – 3. На рис. 2 представлен манипулятор, с помощью которого осуществляют процесс электроискрового легирования.

Манипулятор вращающегося электрода представляет собой корпус с пистолетной ручкой. В нижней части ручки расположено отверстие для проводов питания электрода и электродвигателя манипулятора. Схема устройства манипулятора приведена на рис. 3.

Под металлическим кожухом (2) располагается электродвигатель (3) привода электрода, прикрепленный к рукоятке (1) (рис. 2). С помощью гибкой муфты (4) вращательный момент электродвигателя передается на вал с патроном крепления (6) электрода (7). Напряжение питания передается на рабочий электрод через графитовый контакт (5), который также выполняет роль подшипника вала с патроном крепления.



Рисунок 2. Конструктивные элементы разработанного электроискрового оборудования. а-блок питания прибора электроискрового легирования ЭИЛБ-1; б – Манипулятор вращающегося электрода

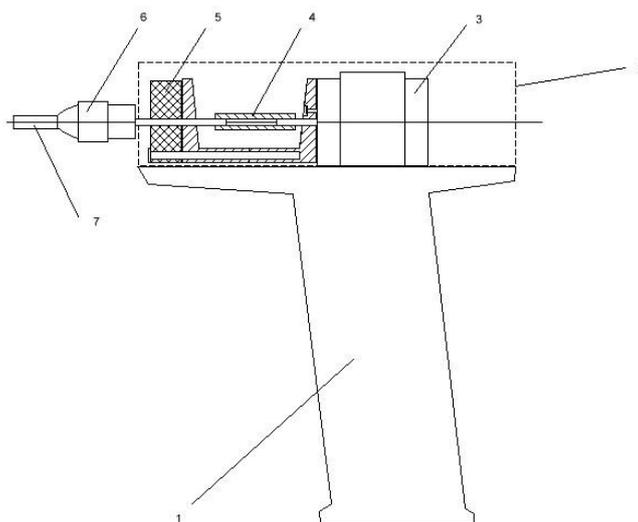


Рисунок 3. Устройство манипулятора вращающегося электрода

Проведенные исследования по модифицированию поверхности стального субстрата на данном оборудовании показали, что получаемые физико-механические характеристики покрытий на базе твердого сплава ВК8, фактически не отличаются от значений покрытий, получаемых на специализированном оборудовании UR-121 (Россия) (таблицы 1 – 2).

Таблица 1. – Физико-механические характеристики ЭИЛ покрытий, сформированных на установке ЭИЛБ-1.

Параметры нанесения на подложку Р6М5	Исходная подложка Р6М5	Режим нанесения			
		№1	№2	№3	№4
микротвердость Н, МПа	3590	8340	9440	9036	12200

Покрытия на установке ЭИЛБ-1 формировали при следующих режимах:

1. Режим нанесения №1: напряжение на выходе блока питания 12,2 В, электрическая ёмкость накопительного конденсатора 2200 мкФ;
2. Режим нанесения №2: напряжение на выходе блока питания 18 В, ёмкость конденсатора $C=2200$ мкФ;
3. Режим нанесения №3: напряжение на выходе блока питания 12,2 В, ёмкость конденсатора $C=8800$ мкФ;
4. Режим нанесения №4: напряжение на выходе блока питания 18 В, ёмкость конденсатора $C=8800$ мкФ.

Таблица 2. – Физико-механические характеристики ЭИЛ покрытий, сформированных на установке UR-121

Параметры нанесения на подложку Р6М5	Исходная подложка Р6М5	Режим нанесения			
		№1	№2	№3	№4
микротвердость Н, МПа	3590	7582	9600	10630	8350

Покрyтия на установке UR-121 формировали при следующих режимах:

- 1 Режим нанесения №1: 1 Norma;
- 2 Режим нанесения №2: 2 Norma;
- 3 Режим нанесения №3: 3 Norma;
- 4 Режим нанесения №4: 1 Turbo.

Нумерация режимов работы установки UR-121 приведена в соответствии с паспортными данными к прибору.

Полученные в ходе выполнения научно-исследовательских работ результаты послужили основой для разработки методологии создания защитных, антифрикционных покрытий, в частности, для ОАО «Белкард». Это позволило ОАО «Белкард» совершенствовать научную базу для расширения марочного ассортимента применяемого металлообрабатывающего инструмента на производстве и усилило конкурентоспособность отечественной продукции на мировом рынке.

В прикладном аспекте данные работы позволили снизить затраты на приобретение обрабатывающего инструмента в 1,5 – 2,5 раза за счет увеличения эксплуатационного ресурса при обеспечении отечественных потребителей изделиями с требуемыми параметрами служебных характеристик.

Средняя стоимость применяемого в производстве металлообрабатывающего и протяжного инструмента равна 2 500 рублей для протяжки, 533 рублей для накатного ролика и 375 для пуансона. Тогда при стоимости одного процесса нанесения покрытия 250 рублей (100 у.е.) цена инструмента составит $2500+333=2833$ для протяжки (3 шт. в процессе), $533+106=639$ для накатного ролика (10 шт. в процессе) и $375+40=415$ для пуансона (10 шт. в процессе). Но, так как планируемая долговечность инструмента повысится не менее чем в 1,6 – 1,8 раза, то потребность в металлообрабатывающем и протяжном инструменте на ОАО «Белкард» уменьшится и составит в месяц 10 протяжек, 40 роликов и 50 пуансонов.

В течение года ОАО «Белкард» планирует выпустить продукции на сумму: протяжка – $2833 \times 120 = 339\,960$ рублей; накатный ролик – $639 \times 480 = 255\,840$ рублей; пуансон – $415 \times 600 = 240\,000$ рублей.

Таким образом, прямой экономический эффект от применения модифицированных изделий составит:

$$\begin{aligned} \Delta_r = & (2500 \times 120 + 533 \times 480 + 375 \times 600) - \\ & - (2833 - 2833 \times 120 + 639 \times 480 + 415 \times 600) / 1,6 = 328\,425 \text{ руб.} \end{aligned}$$

Одним из основных путей дальнейшего развития работ в данном направлении является создание опытного производства по выпуску оборудования для электроискрового легирования. В настоящее время оборудование, используемое для формирования покрытий методом ЭИЛ, широко применяется в автомобилестроении, авиационной и химической промышленности, агропромышленном комплексе. Согласно имеющимся в литературе данным в 2020 г. только в Японии было реализовано порядка 1000 шт. данного вида оборудования. С учетом того, что цена на рынке Союзного государства на оборудование ЭИЛ колеблется от 3750 рублей до 25 000 белорусских рублей, то экономическая целесообразность выпуска данного вида продукции является достаточно экономически целесообразной.

Заключение. Таким образом, полученные результаты могут быть использованы на предприятиях, занимающихся литьем и обработкой цветных металлов, а также на предприятиях, занимающихся металлообработкой при производстве изделий машиностроительного назначения. Разработанная конструкция электроискрового оборудования позволяет существенно увеличить износостойкость металлообрабатывающего инструмента и технологической оснастки.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Stojadinovic, S. Characterization of the plasma electrolytic oxidation of titanium in sodium metasilicate / Stojadinovic S, Vasilic R, Petkovic M, Kasalica B, Belca I, Zekic A, Zekovic L // Applied Surface Science – 2013 – Vol. 265 – P.226–233.
2. Овчинников, Е. В. Структурные особенности нанокпозиционных покрытий, получаемых методом электроискрового легирования / Овчинников Е. В. [и др.] // Горная механика и машиностроение. - 2020. - № 1. - С. 93-100.
3. Wang, R. J. Structural and interfacial analysis of WC92–Co8 coating deposited on titanium alloy by electrospark deposition / Wang R. J., Qian Y.Y., Liu J. // Applied Surface Science. – 2004. – Vol. 228 (1). – p. 405 – 409.
4. Nanocomposite corrosion-resistant electrospark coatings / Auchynnikaу Y.V // сборник: Fundamental and applied science today XXV – 2021 – p. 134–139.
5. Electric Spark Allouing of Metal Surfaces / A. E. Gitlevich [et al.]. – Kishinev: Stiintsa, 1985. – 196 p.
6. Gitlevich, A. E. Electrode processes during electrospark alloying – transformations at the cathode / A. E. Gitlevich, A. I. Mikhailuk, V. V. Mikhailov // Surface Engineering and Applied Electrochemistry. – 1995. – № 3. – P. 16-32.

Поступила в редколлегию 21.03.2022 г.

УДК 62-22+531.7:535.417

И. Н. Одинцев, кандидат технических наук,
Институт машиноведения РАН, Россия, Москва
Тел.: +8 (499)135-77-51; E-mail: ino54@mail.ru.

ИДЕНТИФИКАЦИЯ РЕАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ НАГРУЖЕННОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПО ДАННЫМ О ПОЛЯХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ

В статье рассматривается расчетно-экспериментальный подход к уточнению параметров нагрузок, действующих на элемент конструкции, а также фактических граничных условий и жесткостных свойств, исходя из информации о полях перемещений, получаемой средствами интерференционно-оптических измерений. В ряде случаев для решения подобной обратной задачи эффективным оказывается упрощенный метод, использующий понятие формализованного отклика. Его применение демонстрируется на примере исследования тестового объекта в виде пластины при изгибе.

Ключевые слова: параметры нагрузки, граничные условия, обратная задача, деформационный отклик, поля перемещений, оптико-интерференционные методы.

I. N. Odintsev

IDENTIFICATION OF REAL LOADING CONDITIONS FOR STRUCTURAL ELEMENTS ON THE BASIS OF DISPLACEMENT FIELDS DATA

The article discusses a computational and experimental approach to clarifying the parameters of loads acting on a structural element, as well as the actual boundary conditions and stiffness properties, based on information about the displacement fields obtained by means of interference-optical measurements. In a number of cases, to solve such an inverse problem, a simplified method using the concept of a formalized response turns out to be effective. Its application is demonstrated by the example of the study of a test object in the form of a plate under bending.

Keywords: load parameters, boundary conditions, inverse problem, deformation response, displacement fields, optical interference methods.

1. Введение

При эксплуатации различного рода технических объектов фактические параметры нагруженности их деталей и конструктивных составляющих нередко оказываются в той или иной мере отличными от расчетных. Очевидно, это может быть связано с проявлением таких факторов как неточности изготовления, погрешности сборки, конструктивные ошибки, неоптимальность режимов работы и пр. Кроме того, в отдельных случаях в функционирующем объекте могут возникать скрытые паразитные механические связи между элементами, сам факт появления которых и их возможные жесткостные характеристики сложно предсказать заранее. Заметим, что потенциальные аномалии в нагрузках на элемент и в граничных условиях для него при надлежащем общем проектировании системы, как правило, являются не столь существенными – лежащими в пределах установленных допусков. Однако в проблемных случаях они все же могут стать причиной возникновения нежелательных явлений, например, заклинивания движущихся частей механизмов или их преждевременного износа. Это определяет потребность в дополнительном обосновании надежности работы конкретных деталей и узлов с учетом реальных особенностей эксплуатации конструкции. В значительной мере это касается объектов прецизионного машиностроения и приборостроения.

Восстановление условий нагруженности элемента конструкции может осуществляться путем анализа его деформированного состояния, обусловленного внешними воздействиями. При этом геометрия тела и механические свойства материала полагаются заранее заданными.

Как известно, процедуры подобного рода представляют собой так называемые обратные задачи механики [1, 2]. При постановке в общем виде они являются некорректными, и их решение может не обладать свойствами единственности и устойчивости. Напомним, что для устранения подобных недостатков разработан специальный метод регуляризации [3]. Существенное значение здесь имеет всесторонний учет предполагаемых свойств функций деформационного отклика объекта на нагружение (ограниченность, монотонность, степень гладкости и пр.). Отметим, что сам отклик при использовании различных средств его регистрации может иметь разное конкретное представление – в виде значений отдельных компонент тензора деформаций или вектора перемещений. При этом важную роль играет объем получаемой экспериментальной информации, а также уровень и характер погрешностей измерений.

В работе [4] описана методика (и программная реализация) решения обратных задач механики деформируемого твердого тела, основанная на моделировании возможного вида деформационного отклика тела практически произвольной формы с использованием метода конечных элементов. Реализуемый итерационный процесс поиска решения заключается в целенаправленном изменении интересующих неизвестных характеристик объекта (стартуя с некоторого начального приближения) и в сопоставлении расчетного и экспериментального распределений, характеризующих его деформированное состояние. Процесс полагается завершенным, когда их отличие по какому-либо принятому критерию (например, сумме квадратов отклонений значений на заданной сетке координат) оказывается меньшим наперед заданного допуска. (Заметим, что интересующими характеристиками здесь могут быть не только внешние нагрузки, но и другие величины: остаточные напряжения, параметры механики разрушения, механические свойства материала и пр.) В ряде случаев для достижения поставленной цели зачастую удается применять упрощенный подход, который может быть охарактеризован как метод формализованного отклика. Ниже формулируются его основные положения.

Как подчеркивалось ранее, важным условием успешного решения рассматриваемых обратных задач является наличие значительного объема исходных данных. В арсенале средств экспериментальной механики особое место занимают лазерные интерференционно-оптические методы – голографическая интерферометрия и спеклинтерферометрия [5-8], позволяющие получать информацию о перемещениях на поверхности деформируемого тела не в отдельных точках, а непосредственно в полевом формате. Измерения с их помощью выполняются бесконтактно и с высокой точностью, а недостатком является лишь необходимость визуальной доступности объекта. Заметим, что в последнее время популярность среди экспериментаторов набирает родственный по целям и возможностям метод корреляции цифровых изображений [7-9]. Он обладает более высоким порогом чувствительности измерений, но является сравнительно более простым в плане технической реализации.

В настоящей работе демонстрируется применение метода формализованного отклика в сочетании с голографической интерферометрией на примере восстановления условий нагруженности тестового объекта – изгибаемой пластины. Хотя полученные здесь результаты носят, по существу, иллюстративный характер, однако известно, что тела подобного вида достаточно широко используются на практике как элементы различных конструкций.

2. Метод формализованного отклика

Рассматриваемую задачу в общей постановке можно сформулировать следующим образом. Пусть какой-либо реальный механический (физический) объект, форма-

лизуемый в рамках принятой априори математической модели с множеством $G: \{g_i\}$ внутренних характеристик, подвергается внешнему воздействию, определяемому множеством факторов $P: \{p_i\}$. В результате возникает деформационный (объектный) отклик R , подмножество которого $\tilde{R} \subset R$ регистрируется¹. В принципе, цель выполняемого эксперимента может состоять лишь в проверке общих гипотез модели (например, о регулярности, линейности или обратимости² отклика). Однако чаще всего речь идет о решении обратной задачи для определения совокупности характеристик $\{p_i\}$ или $\{g_i\}$, то есть о восстановлении в рамках данной модели либо силовых, тепловых или других внешних воздействий (оценка параметров p_i), либо характеристик конструкционной жесткости (оценка g_i). Достаточно простой и во многих случаях эффективный подход к решению подобных задач базируется, по существу, на их доскональной априорной конкретизации: исходя из обоснованных представлений, общая модель реального физического явления, по возможности, редуцируется к предельно упрощенной схеме, сохраняющей лишь наиболее представительные, существенные факторы. При этом функциональное содержание принимаемой схематизации таково, что состояние системы «объект – внешнее воздействие» полностью определяется точками в пространстве (достаточно малой размерности n) числовых параметров $C_i, i = 1, \dots, n$ – параметров редуцированной модели. Если решением прямой задачи в такой постановке может быть получено общее аналитическое выражение $\tilde{R}^*(C_i)$ для ожидаемого отклика, то параметры, отвечающие его реализации \tilde{R} в частном случае, рассчитываются из условия минимизации невязки:

$$\|\tilde{R}^*(C_i) - \tilde{R}\| \rightarrow \min \quad (1)$$

Естественно, получаемое таким способом решение относительно характеристик системы не может выйти за рамки принимаемой заранее упрощенной схемы. Вклад в \tilde{R} от любого непредвиденного или не введенного в рассмотрение, но реально существующего фактора будет, в соответствии с (1), распределяться между вкладами от факторов, присутствующих в редуцированной модели, то есть, в общем случае, будет вносить в них неопределенные погрешности – погрешности модели (в отличие от ошибок, собственно, измерений и вычислений). С другой стороны, именно строгая регламентация допускаемого – формализованного – вида отклика $\tilde{R}^*(C_i)$, принадлежащего заданному функциональному классу, собственно говоря, и определяет эффективность решения поставленной задачи. Кроме того, при избыточности экспериментальных данных имеется возможность статистической оценки адекватности принятой схемы, расширения (или сужения) множества ее параметров C_i [10]. Отметим, что в ряде практических случаев даже при достоверности выхода реального поведения объекта за границы принятой схемы описание регистрируемого отклика все же осуществляется в ее рамках (то есть в заданном классе функций и пространстве параметров C_i). В подобных ситуациях получаемые оценки носят заведомо условный характер. Рассмотренный метод интерпретации экспериментальной информации будем характеризовать как «метод формализованного отклика». (В целом аналогичный подход к проблеме, формулируемой в тер-

¹ Подмножество \tilde{R} образуют лишь характеристики деформированного состояния тела, непосредственно измеряемые в эксперименте.

² Под обратимостью здесь понимается полный возврат отклика к исходным (нулевым) значениям при снятии внешнего воздействия. Если речь идет о механическом состоянии, то это подразумевает отсутствие пластических деформаций в теле.

минах решений интегральных уравнений, определяется в [3], как метод подбора.)

При использовании интерференционно-оптических средств измерения или метода корреляции цифровых изображений регистрируемые деформационные отклики конкретизируются в виде полных картин распределений отдельных компонент вектора перемещений, определенных на визуально доступной части поверхности тела, то есть отклик \tilde{R} здесь приобретает смысл квази-континуальных полей соответствующих величин.

Выше говорилось о том, что выражение для формализованного отклика изначально получают в аналитическом виде. Конечно, это представляется возможным лишь для сравнительно небольшого круга объектов достаточно простой формы и несложных по типу внешних воздействий. В такой постановке область применения метода оказывается сравнительно узкой. Разумная альтернатива для исследования произвольных тел состоит в использовании частных откликов $\tilde{R}_j^*(C_i), j = 1, \dots, m_i$, рассчитанных заранее помощью методов численного анализа, например метода конечных элементов, при изменении параметров модели C_i в установленных пределах с заданным шагом ΔC_i . Фактически здесь формируется своеобразный банк данных для типичных объектов. При этом для поиска окончательного решения в соответствии с (1) можно ограничиться непосредственно полученным дискретным набором, если шаги варьирования ΔC_i в расчетах были достаточно малы. В другом варианте для всей совокупности $m = \sum_{i=1}^n m_i$ откликов в n -мерном пространстве подбирается подходящая аппроксимирующая функция, что возвращает нас к аналитическому представлению $\tilde{R}^*(C_i)$. Такой подход, очевидно, обеспечивает универсализацию метода.

Если первичная информация, регистрируемая уже при однократном испытании объекта, оказываются замкнутой по отношению ко всей совокупности представляющих интерес параметров модели C_i , причем так, что решением уравнения или фактически системы уравнений (1) выполняется независимая и однозначная оценка каждого из них, то в этом случае будем конкретизировать описанную процедуру как метод единичного формализованного отклика. Это условие, очевидно, является естественным в задачах идентификации факторов реальной нагруженности элементов конструкций. Однако заметим, что для оценки внутренних характеристик $\{g_i\}$ самого объекта нередко требуется проведение серии специальных экспериментов с качественной и количественной вариацией параметров внешнего воздействия, полагаемых здесь известными. При этом формализованные деформационные отклики в рамках каждого частного испытания могут либо включать отдельные группы искомым величин C_i в связанном виде, принципиально не допускающим их разделения, либо вообще не содержать какие-либо из параметров модели. В этих случаях полная совокупность изучаемых характеристик устанавливается путем совместного анализа всего полученного множества частных откликов, отношения между которыми также связываются некоторыми априорно принятыми номинальными зависимостями. Такой подход позиционируется как метод совокупного формализованного отклика.

Таким образом, краткое определение метода включает:

- по-возможности, предельную априорную схематизацию явления, базирующуюся на ограниченном числе неизвестных числовых параметров;
- аналитическое либо численное решение прямой задачи механики деформируемого твердого тела в данной постановке и получение формализованного вида, ожидаемого в эксперименте единичного или совокупного отклика;

- планирование и проведение эксперимента, регистрируемые отклики в котором обеспечивают определение всех искомых параметров редуцированной модели методами статистического соответствия;

- статистическую и смысловую оценки адекватности принятой априорной схематизации, позволяющие либо удовлетвориться полученными результатами, либо обоснованно изменить содержание модели, либо интерпретировать результаты, как условные.

3. Показательный эксперимент

Продемонстрируем метрологические возможности рассмотренного способа интерпретации экспериментальных данных на примере восстановления параметров системы, включающей нагружаемую давлением p кольцевую пластину с жесткой вставкой, имеющей дополнительную упругую связь с заранее неопределенной жесткостью K , рис.1. Толщина пластины $h = 2$ мм. Материал – алюминиевый сплав Д16Т. На рис.2 показаны голографические интерферограммы ее изгиба, записанные при различных значениях K . Напомним [5, 6], что полосы на подобных картинах представляют собой геометрические места точек равных нормальных перемещений – прогибов w . Их расчет выполняется по формуле:

$$w = \frac{N \lambda}{2},$$

где N – целочисленный порядок полосы, λ – длина волны используемого лазерного излучения. (Для He-Ne лазера $\lambda = 0,6328$ мкм, то есть цена полосы составляет 0,3164 мкм.) Математическая обработка картин полос в данном случае заключалась в получении экспериментальных значений $w(r_i)$, распределенных вдоль четырех диаметров с направляющими углами: 0° (горизонтальная ось), 45° , 90° (вертикальная ось) и 135° .

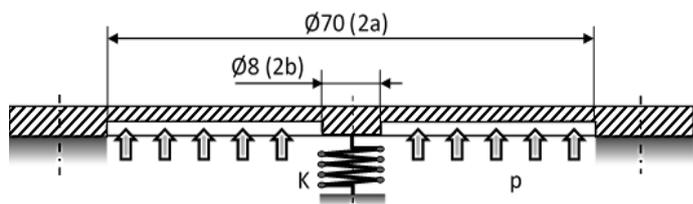


Рисунок 1. Объект испытаний – кольцевая пластина с жесткой подкрепленной вставкой.

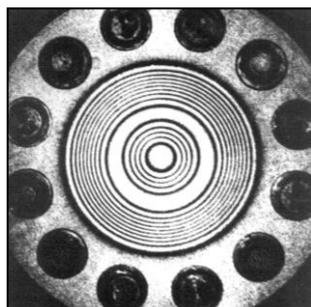
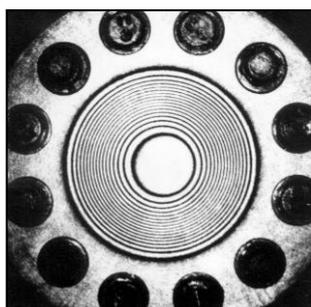


Рисунок 2.

Интерферограммы изгиба пластины при некоторых значениях жесткости K упругого подкрепления: K_1 (а) и $K_2 > K_1$ (б).

В нулевом приближении, то есть в предположении осевой симметрии поля прогибов, данные, получаемые для нескольких направлений сканирования, усреднялись. Если рассматривать пластину как идеальный объект, к которому применима классическая теория изгиба, и ограничиться только формально заданными факторами воздействия – равномерным давлением p и центральной силой F , действующей со стороны упругого подкрепления (рис.3а), то ожидаемая форма отклика определяется известным

аналитическим решением дифференциального уравнения равновесия Софи-Жермен [11]:

$$w_0^*(r) = \frac{p}{64D} r^4 + \frac{F}{8\pi D} r^2 \ln \frac{r}{a} + A_0 + A_1 r^2 + A_2 \ln \frac{r}{a}, \quad (2)$$

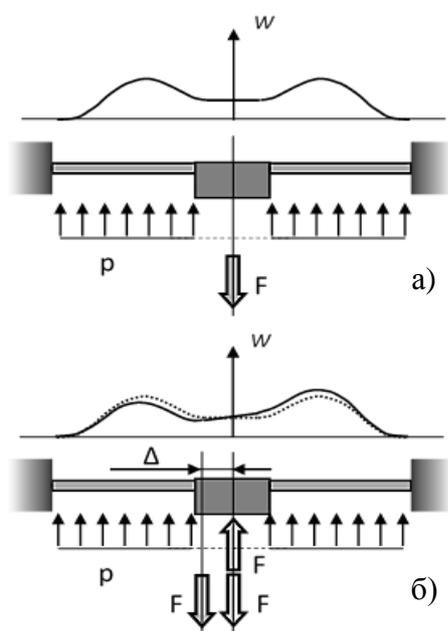


Рисунок 3. Исходная (а) и расширенная (б) расчетные схемы.

ной цилиндрической жесткости пластины D . В свою очередь это позволяет по коэффициенту при $(r^2 \ln r/a)$ вычислить значение сосредоточенной силы F . Результаты выполненных расчетов приведены в таблице 1. Здесь же указаны и значения экспериментальных оценок, собственно, жесткости упругого подкрепления центральной вставки, определяемые из соотношения: $K = (F - p\pi b^2)/w_c$, где w_c – ее поступательное смещение.

Полученные значения являются формальными в рамках принятой расчетной схемы. Вместе с тем, даже на основе детального визуального анализа интерферограмм на рис.2 можно удостовериться в отсутствии строгой осевой симметрии полей прогибов в обоих случаях. Обоснованные выводы об адекватности выбранной модели могут быть сделаны, в частности, на основе анализа остатков $d_i = w_0^*(r_i) - w(r_i)$. В предположении достаточности модели и нормального закона для ошибок измерений вычисленные распределения $d_i(r_i)$ должны удовлетворять «симметричному» случайному разбросу относительно графика аппроксимирующей функции, а присутствие того или иного тренда будет свидетельствовать о наличии пропущенных факторов [10]. Предварительное усреднение данных, очевидно, нивелирует реальные возмущения осевой симметрии. Если же выполнить МНК-аппроксимацию экспериментальных прогибов порознь для каждой диаметральной линии сканирования с использованием того же номинального поля (2), то получаемые при этом распределения остатков будут явно демонстрировать неполное соответствие формы реального отклика объекта возможно-

где $D = Eh^3/[12(1 - \nu^2)]$ – цилиндрическая жесткость, то есть конкретизированный параметр g_1 . (E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона.) Значения констант A_k в (2) характеризуют реальные граничные условия. Если принять, что контуры пластины закреплены с заранее неопределенной конечной жесткостью, то данные константы также должны рассматриваться как параметры модели, подлежащие оценке в соответствии с (1) [12]. Дискретные экспериментальные распределения $w(r_i)$ аппроксимировались по методу наименьших квадратов (МНК) зависимостью (2) с расчетом значений коэффициентов регрессии. Вычисленные в итоге коэффициенты при функциях-слагаемых (r^4) и $(r^2 \ln r/a)$ с точностью до числовых множителей дают искомые оценки параметров (p/D) и (F/D) . Если принять, что значение p измерено с достаточной точностью, то первый из указанных параметров фактически определяет экспериментальную оценку реальной

стям принятого его номинального представления. В качестве иллюстрации на рис.4а отражена такая ситуация для первого из вариантов нагружения.

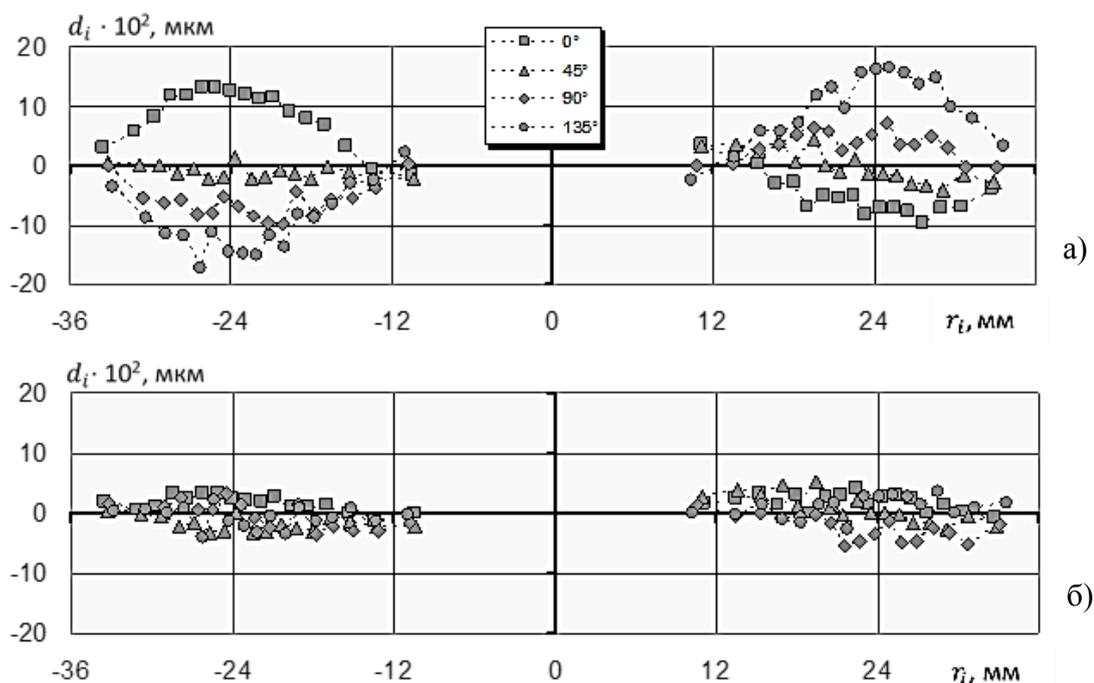


Рисунок 4. Графики остатков после МНК-аппроксимации распределений прогибов функциями w_0^* (а) и w_Σ^* (б) в варианте нагружения при $K = K_1$.

Таблица 1. Рассчитанные значения параметров жесткости и нагруженности системы «пластина – упругое подкрепление».

вариант	а) $p = 2,94 \cdot 10^{-2}$ МПа; K_1		б) $p = 4,90 \cdot 10^{-2}$ МПа; $K_2 > K_1$	
номин. поле	$w_0^*(r)$	$w_\Sigma^*(r, \varphi)$	$w_0^*(r)$	$w_\Sigma^*(r, \varphi)$
w_c , мкм	5,3		1,7	
D , Н·м	50,5	50,7	49,6	49,6
F , Н	-17,5	-17,3	-51,7	-51,7
F/p , м ²	$-5,99 \cdot 10^{-4}$	$-5,92 \cdot 10^{-4}$	$-1,04 \cdot 10^{-3}$	$-1,04 \cdot 10^{-3}$
K , Н / мкм	3,02	2,99	29,0	28,9
M , Н·м	–	$1,79 \cdot 10^{-3}$	–	$1,91 \cdot 10^{-3}$
M/p , м ³	–	$6,13 \cdot 10^{-6}$	–	$3,86 \cdot 10^{-6}$
γ , °	–	134	–	100
Δ , мм	–	0,11	–	0,04

Природу пропущенного фактора можно установить как посредством анализа полученных предварительных данных, так и с помощью каких-либо априорных сообра-

жений. Из приведенных графиков распределения остатков следует, что направления наибольшего возмущения осевой симметрии оказываются различными для каждого из вариантов нагружения пластины, поэтому само это возмущение не может быть связано с какими-либо отклонениями в ее геометрии (например, клиновидностью). Достаточно естественным здесь выглядит предположение о возможной эксцентricности Δ реально действующей нагрузки F , что добавляет в схематизацию системы нагрузок дополнительный параметр – сосредоточенный изгибающий момент $M = F \cdot \Delta$, рис. 3б. В этом случае формализованное поле может быть представлено в виде:

$$w_{\Sigma}^*(r, \varphi) = w_0^*(r) + w_M^*(r, \varphi),$$

где слагаемое $w_M^*(r, \varphi)$ конкретизируется на основе формулируемого в рядах общего решения А. Клебша для соответствующего случая изгиба пластин [11]. Пусть момент M действует в свойственном каждому случаю направлении, которое характеризуется неизвестным углом γ . Ограничиваясь только первым членом ряда, будем иметь:

$$w_M^* = \left(-\frac{M}{4\pi D} r \ln \frac{r}{a} + B_1 r + B_2 r^3 + B_3 r^{-1} \right) \cos(\varphi - \gamma),$$

где константы B_k , как и ранее, определяются реальными условиями закрепления пластины. (Как можно заметить, регрессионный анализ здесь приобретает нелинейный характер относительно параметра γ .) Вычисленные в результате коэффициенты регрессии дают в итоге все параметры расширенной модели, представленные в таблице 1. Достаточно высокая степень адекватности сделанных оценок подтверждается полученными здесь графиками остатков $d_i = w_{\Sigma}^*(r_i) - w(r_i)$, показанными на рис.4б и демонстрирующими как снижение их общего уровня по сравнению с предыдущим случаем, так и минимизацию тренда. Анализируя представленные данные, замечаем, что усложнение модели здесь практически не отразилось на значениях ранее полученных величин, что достаточно очевидно, так как функции w_0^* и w_M^* ортогональны в заданной области.

4. Дополнительные замечания об области применения метода

Метод формализованного отклика фактически используется во многих практических исследованиях, связанных с расчетом тех или иных характеристик механических систем на основе высокоинформативных экспериментальных данных. Таким образом выполняется, например, определение остаточных напряжений в элементах конструкций по результатам испытаний с применением метода зондирующих отверстий [13]. Компоненты тензора напряжений, имевших место в точке сверления, рассчитываются путем минимизации отклонений фактического измеренного деформационного локального отклика от его ожидаемого вида, получаемого аналитически – для сквозных зондирующих отверстий в тонкостенных телах или с помощью моделирования методом конечных элементов – для глухих отверстий в массивных объектах. Корректный расчет двух нормальных и касательного напряжений в заданной точке выполняется с использованием полей обеих тангенциальных компонент перемещений $u(r, \varphi)$ и $v(r, \varphi)$, регистрируемых независимо, например, с помощью электронной спекл-интерферометрии, рис. 5 а, б. Поэтому, в соответствии со сказанным ранее, здесь реализуется метод совокупного формализованного отклика. Отметим, что если значения остаточных напряжений в материале приближаются к пределу текучести (хотя и не превышают его), то реальные отклики в зоне засверловки будет содержать пластическую составляющую [14]. Несмотря на это, обработка данных эксперимента все же, как правило, осуществляется

в упругой постановке задачи, что приводит к неопределенному завышению значений искоемых напряжений. Следовательно, итоговые результаты в этих случаях должны трактоваться как условные.

Параметры механики разрушения (коэффициенты интенсивности напряжений, Т-напряжения) могут быть вычислены путем сопоставления регистрируемых совокупных деформационных откликов в окрестности вершины трещины в форме полей тангенциальных компонент перемещений (рис. 5 в, г) с их формальными ожиданиями в виде асимптотических разложений М. Вильямса [15, 16]. Понятие формализованного отклика фактически используется также в задачах дефектоскопии для геометрической идентификации скрытых (подповерхностных) трещиноподобных дефектов [16, 17].

К этому же типу в ряде случаев можно отнести и задачи исследования механических свойств материалов. Здесь достаточно простая форма объекта (образца) и заданная схема его нагружения таковы, что позволяют напрямую (или почти напрямую) отождествлять его деформационную жесткость (оценка $\{g_i\}$) с некоторыми абстрактными характеристиками, собственно, материала, из которого он изготовлен. В частности, в [18] таким путем определяются константы упругости анизотропных композитных материалов при испытаниях на изгиб образцов в виде балок-полос. Экспериментальной базой для расчетов является совокупный деформационный отклик, получаемый путем измерений с помощью спекл-интерферометрии полей прогибов в образцах с различной ориентацией относительно главных осей ортотропии материала, рис.5 д, е. Формализованный вид для соответствующих откликов определяется аналитическим решением соответствующей задачи теории упругости анизотропного тела.

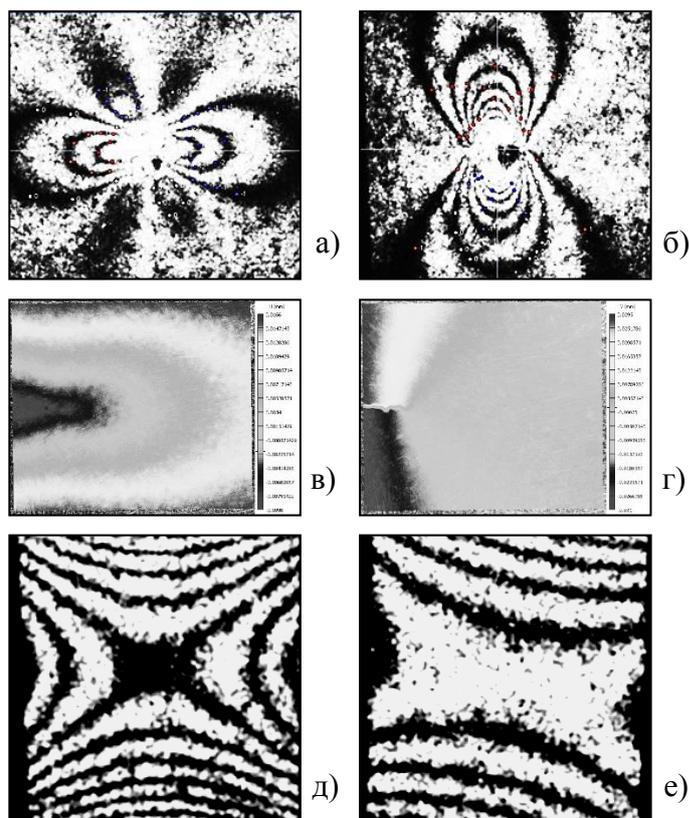


Рисунок 5. Поля тангенциальных (а – г) и нормальных (д – е) перемещений, визуализируемые оптическими методами:

а, б – типичные картины полос полей перемещений в зоне сверления отверстия, получаемые методом спекл-интерферометрии при определении в теле остаточных напряжений;

в, г – распределения продольных и поперечных перемещений в окрестности вершины трещины, зарегистрированные с помощью метода корреляции цифровых изображений;

д, е – поля прогибов, нагруженных изгибающим моментом образцов из анизотропного (композитного) материала при их ориентации вдоль главной оси анизотропии (д) и под углом 45° к ней (е).

5. Заключение

Математическая обработка квази-континуальных полей перемещений, измеряемых на поверхности деформированного тела с использованием высокоинформативных оптических средств, зачастую сводится к их численному дифференцированию с целью вычисления компонент тензора деформаций на основе соотношений Коши. В дальнейшем совершается переход к значениям напряжений, и по ним производится оценка, например, фактического запаса прочности исследуемого объекта.

Иной – описанный выше – подход к расширенной интерпретации исходной информации имеет целью восстановление характеристик реальной нагруженности элемента конструкции и/или оценку его жесткостных свойств. Задачи такого рода относятся к классу обратных, и их решение в общем случае вызывает значительные трудности. Ситуация существенно упрощается, если заранее может быть указан общий функциональный вид ожидаемого деформационного отклика объекта в формализованном виде, определенном до ряда неизвестных числовых коэффициентов. При этом их значения, непосредственно связанные с искомыми величинами в конкретной задаче, достаточно просто вычисляются путем минимизации невязки между условно формализованными и экспериментально измеренными полями перемещений. Этот подход вполне естественен и фактически применяется во многих практических работах. В данной статье принята попытка его обобщения и номинирования как метода «формализованного отклика». В такой формулировке он мог бы использоваться в дальнейшем при изложении конкретных рабочих методик в области экспериментальной механики.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Работнов, Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, 1979. – 743 с.
2. Ватульян, А. О. Обратные задачи механики деформируемого твердого тела. – М.: Физматлит, 2007. – 224 с.
3. Тихонов, А. Н. Методы решения некорректных задач. / А. Н. Тихонов, В. Я. Арсенин // – М.: Наука – 1979. – 288 с.
4. Чернятин, А. С. Методический подход и программа для оценки нагруженности, дефектности и деградации свойств материалов конструкций на основе обработки экспериментальных данных. / А. С. Чернятин, И. А. Разумовский // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. – 2017. – № 5. – С. 64–74.
5. Джоунс, Р. Голографическая и спекл интерферометрия. / Р. Джоунс, К. Уайкс // – М.: Мир – 1986. – 328 с.
6. Разумовский, И. А. Интерференционно-оптические методы механики деформируемого твердого тела. – М.: Изд. МГТУ им. Баумана, 2007. – 240 с.
7. Луценко, А. Н. Исследование процесса деформации материала оптико-корреляционными методами. / А. Н. Луценко, И. Н. Одинцев, А. В. Гриневич, П. Б. Северов, Т. П. Плугатарь // Авиационные материалы и технологии. – 2014. – №S4. – С.70-86.
8. Одинцев, И. Н. Применение оптико-корреляционных методов в задачах экспериментальной механики. / И. Н. Одинцев, А. А. Апальков, А. М. Кокуров, Т. П. Плугатарь, С. М. Усов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДНТУ, 2015. – №1(51). – С. 152-160.
9. Любутин, П. С. Развитие метода корреляции цифровых изображений для изучения процессов деформации и разрушения конструкционных материалов. / П. С. Любутин, С. В. Панин, В. В. Титков, А. В. Еремин, Р. Сундер // Вестник Пермского нацио-

нального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2019. – № 1. – С. 87-107.

10. Себер, Дж. Линейный регрессионный анализ. – М.: Мир, 1980. – 456 с.

11. Тимошенко, С. П. Пластинки и оболочки. / С. П. Тимошенко, С. Войновский-Кригер // – М.: Наука – 1966. – 635 с.

12. Одинцев, И.Н. Оценка реальных условий деформирования осесимметричных пластин с использованием результатов голографического эксперимента. / И. Н. Одинцев, В. П. Щепинов, В. В. Яковлев // Прочность и долговечность материалов и конструкций атомной техники. – М.: Энергоатомиздат, 1982. – С. 82-84.

13. Одинцев, И. Н. Исследование поверхностных и объемных распределений остаточных напряжений с применением электронной цифровой спекл-интерферометрии. // В кн.: Перспективные методы поверхностной обработки деталей машин. / Под. ред. Г. В. Москвитина. М.: ЛЕНАНД, 2019. – С. 429-446.

14. Апальков, А. А. Оценка диапазона достоверных измерений остаточных напряжений методом сверления отверстий. / А. А. Апальков, И. Н. Одинцев, А. С. Плотников // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2016. – Т.82. – № 2. – С. 47-52.

15. Степанова, Л. В. Определение коэффициентов разложения М. Уильямса поля напряжений у вершины трещины с помощью метода цифровой фотоупругости и метода конечных элементов. / Л. В. Степанова, О. Н. Белова, В. А. Туркова // Вестник Самарского университета. Естественная серия. – 2019. – Т. 25. – № 3. – С. 62–82.

16. Апальков, А. А. Экспериментально-расчетный анализ трещиноподобных дефектов. / А. А. Апальков, И. Н. Одинцев, С. М. Усов // Сборник докладов XI Всероссийского съезда по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики, 2015. Казань: Изд. Казанского (Приволжского) Федерального университета, 2015. – С. 195-197.

17. Apalkov, A. A., Geometrical Identification of Invisible Defects in Structural Elements Basing on Digital Image Correlation Data. / A. A. Apalkov., I. N. Odintsev, S. M. Usov // Proceeding of the International Conference on Modern Trends in Manufacturing Technologies and Equipment, 2019 (ICMTME 2019) / IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2020. – V. 709 (3). – P. 033038.

18. Odintsev I. N. Investigation of Elastic Properties of Composite Materials with Use of ESPI. // Proceeding of the International Conference on Modern Trends in Manufacturing Technologies and Equipment, 2020 (ICMTMTE 2020) / Materials Today Proceedings, 2021. – V. 38. – Part 4. – P. 1919–1924.

Поступила в редколлегию 14.03.2022 г.

УДК 621.789

А. В. Попрукайло, аспирант, **Г. А. Костюкович**, канд. техн. наук, проф.,
Е. В. Овчинников, д-р техн. наук, проф., **М. Е. Кипнис**, инженер,
В. Т. Дудко, инженер
Гродненский государственный университет им. Янки Купалы, Беларусь
Тел./Факс: +375 (152) 684108; E-mail: ovchin@grsu.by

ОСНОВНЫЕ ВИДЫ ИЗНАШИВАНИЯ УНИВЕРСАЛЬНЫХ ШАРНИРОВ

В связи с совершенствованием транспортных средств, энергетических установок, увеличение их мощности, эксплуатационного ресурса, требований по надежности и безопасности использования обуславливают необходимость разработки новых модификаций основных узлов и агрегатов, в т.ч. приводных валов. В данной работе проведен анализ основных типов изнашивания карданных передач, эксплуатирующихся в различных условиях. Показано, что основными видами изнашивания универсальных шарниров являются: усталостный и абразивный износ, ложное бринеллирование, питтинг, фреттинг. Для снижения влияния данных видов изнашивания предложен комплексный подход, заключающийся в разработке высокоэффективных методов упрочнения рабочих поверхностей деталей, создания тонкопленочных композиционных покрытий для деталей трения, разработке новых составов смазочных материалов нового поколения на основе минеральных и синтетических масел.

Ключевые слова: конструкция, карданная передача, износ, трение, материалы

A. Poprukaila, G. Kostyukovich, Y. Auchynnikau, M. Kipnis, V. Dudko

MAIN TYPES OF WEAR OF UNIVERSAL JOINTS

In connection with the improvement of vehicles, power plants, an increase in their power, operational life, requirements for reliability and safety of use necessitate the development of new modifications of the main components and assemblies, incl. drive shafts. In this paper, an analysis of the main types of wear of cardan gears operating in various conditions is carried out. It is shown that the main types of wear of universal joints are: fatigue and abrasive wear, false brinelling, pitting, fretting. To reduce the effect of these types of wear, a comprehensive approach has been proposed, which consists in the development of highly effective methods for hardening the working surfaces of parts, the creation of thin-film composite coatings for friction parts, the development of new compositions of new generation lubricants based on mineral and synthetic oils.

Keywords: design, cardan shaft, wear, friction, materials

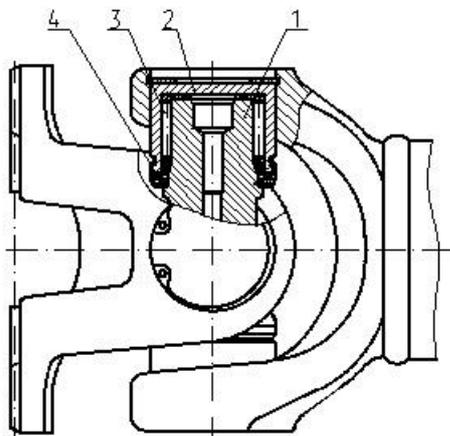
Введение. Карданные передачи в настоящее время являются неотъемлемой частью трансмиссии современных транспортных средств, таких как автомобили, тракторы, тяжелые мотоциклы, тепловозы и т.п., а также некоторых стационарных установок, например, прокатных станков и других, у которых необходимо осуществить передачу крутящего момента между агрегатами, имеющими в процессе эксплуатации относительные перемещения.

Надежность карданной передачи определяется в основном надежностью и сроком службы шарнира (рис. 1), т.е. сроком службы сопряжения игольчатый подшипник – шип крестовины. В связи с этим, вопросом повышения ресурса карданных шарниров должно уделяться большое внимание [1-5].

Целью данной работы является определение механизма изнашивания игольчатого подшипника карданной передачи.

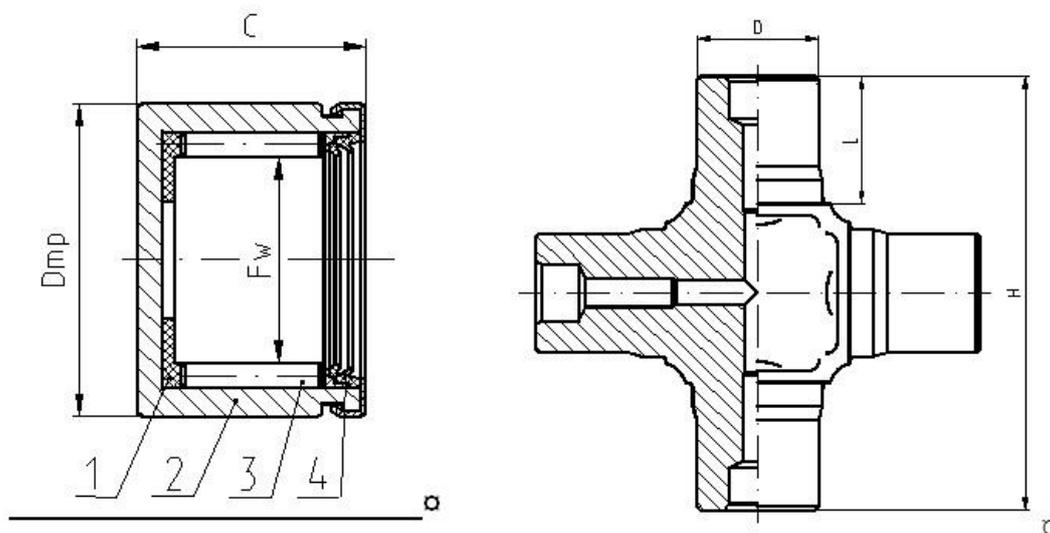
Методика эксперимента. Конструктивно карданный игольчатый подшипник выполнен в виде стакана, являющегося наружным кольцом, и набора игольчатых роликов (рис. 2). Внутренним кольцом служит шип крестовины (рис. 3). Кольца подшипников изготавливаются из стали 15Г1 ТУ 14-1-3938-85, ШХ15 (ШХ15СГ) ГОСТ 801-78;

игольчатые ролики из стали ШХ15 ГОСТ 801-78. Крестовина изготавливается из стали 20ХГНТР ТУ 14-1-704-72, 60ПП ТУ 14-1-1926-76. Твердость поверхностей колец, игольчатых роликов, шипов крестовин должна быть 62...66 HRC. Шероховатость до-рожки качения должна быть не более Ra 0,63 мкм, игольчатых роликов не более



1 – крестовина; 2 – корпус подшипника; 3 – игло ролики; 4 – уплотнение.
Рисунок 1. Шарнир карданной передачи.

Ra 0,16 мкм, шипов крестовины не более Ra 0,32 мкм. Разноразмерность игольчатых роликов в подшипнике должна быть не более 2 мкм.



F_w - диаметр отверстия по игольчатым ролика; D_{mp} - наружный диаметр; C - ширина подшипника; 1 - шайба; 2 - наружное кольцо; 3 - игольчатый ролик; 4 - уплотнение.

Рисунок 2. Подшипник шарнира карданной передачи.

D - диаметр шипа крестовины; L - длина шипа крестовины; H - расстояние между торцами шипов крестовины.

Рисунок 3. Крестовина шарнира карданной передачи.

Результаты исследований. Особенностью кинематики игольчатого подшипника является то, что характер движения роликов по беговым дорожкам при качательном движении определяется тем, что ролики и скользят и катятся, причем качение имеет место главным образом в нагруженной зоне. На характер движения иглы сильное влияние оказывает вязкость смазки. Вязкая смазка «тушит» инерцию вращения иглы, при смазках обладающих малой вязкостью иглы обнаруживают тенденцию к проворачиванию и в ненагруженной зоне.

Игольчатый подшипник имеет большое количество мелких элементов (игл), образующих узкие щели, что способствует капиллярности всей системы и удержанию смазки вблизи точек контакта элементов подшипника. Масляная подушка между иглами и беговыми дорожками под нагрузкой непрерывно раздавливается, в результате чего в подшипнике преобладает полусухое трение и гидродинамическое плавание слоя игл отсутствует. Этому способствуют условия работы при качательном движении с небольшими углами качания, а также соотношения между размерами элементов, что делает маловероятной возможность образования масляных подушек между иглами и дорожкой качения.

Нагруженность карданных игольчатых подшипников определяется величиной и характером крутящего момента карданного вала, изгибными колебаниями, вызванными дисбалансом карданного вала, крутильными колебаниями трансмиссии, а также усилениями, возникающими в шлицевом соединении карданного вала при перемещениях.

При работе карданных игольчатых подшипников имеет место качение, качение с проскальзыванием и осевые микросмещения деталей подшипников друг по отношению к другу под нагрузкой в присутствии смазки, причем не исключено проникновение влаги, абразивных частиц, а также доступа атмосферного воздуха в зону контакта.

При относительном перемещении тел, находящихся под действием сжимающей нагрузки, возникает сопротивление их взаимному перемещению, т.е. имеем внешнее трение. При работе карданных игольчатых подшипников в нормальных эксплуатационных условиях в зоне контакта имеет место два вида внешнего трения:

1. Сухое трение, когда поверхности покрыты твердыми пленками, менее прочными, чем основной материал;
2. Граничное трение, когда поверхности покрыты жидкими пленками.

Трение имеет двойственную молекулярно-механическую природу. Оно обусловлено преодолением адгезионной связи между двумя поверхностями, обычно между пленками, которыми покрыты твердые тела, и объемным деформированием материала (взаимным внедрением), происходящим в тонком поверхностном слое на глубине, сопоставимой с глубиной внедрения.

В зависимости от величины сил адгезии и глубины внедрения можно выделить пять видов нарушения фрикционных связей, имеющих место в процессе трения:

1. Скол-срѐз материала;
2. Пластическое оттеснение;
3. Упругое деформирование;
4. Разрушение пленок (адгезионное разрушение);
5. Разрушение основного материала (когезионное разрушение).

Множественное нарушение фрикционных связей вызывает процесс разрушения материала. Преобладающий вид разрушения при трении зависит как от свойств тру-

щихся тел, так и от внешних условий (нагрузки, скорости и амплитуды перемещений, среды и т.д.). В связи с этим имеется возможность классификации видов износа. Основными видами износа игольчатого подшипника являются:

1. Схватывание 1 -го рода;
2. Окислительный износ;
3. Тепловой износ;
4. Абразивный износ;
5. Осповидный (усталостный) износ.

Рассмотрим более подробно виды износа, встречающегося при эксплуатации игольчатых подшипников.

Износ схватыванием 1-го рода представляет собой процесс разрушения трущихся поверхностей, выражающийся в пластической деформации поверхностных слоев и возникновении местных металлических связей, мостиков сварки с их последующим разрушением, сопровождающемся переносом, намазыванием металла на более твердую поверхность и отделение в виде частиц износа этого перенесённого слоя металла.

Окислительное изнашивание в условиях граничной смазки при сухом трении представляет собой процесс постепенного разрушения поверхностей игольчатого подшипника при трении, выражающийся в сложном сочетании явлений адсорбции кислорода на поверхностях трения, диффузии кислорода в поверхностных слоях, одновременным протеканием пластической деформации металла с образованием химически адсорбированных пленок, пленок твердых растворов и химических соединений металла с кислородом и отделением их с поверхностей трения.

Окислительный процесс на поверхностях игольчатого подшипника происходит при совместном протекании пластических деформаций порядка $0,1...0,01$ мкм тончайших поверхностных слоев металла и явлений химической адсорбции и диффузии кислорода в пластически деформированные поверхностные слои. Образующаяся при этом новая структура при многократном повторном деформировании хрупко разрушается, после чего в процесс вступают новые слои нижележащего металла.

При работе с малыми углами наклона карданных передач в условиях вибрации, циклических нагрузок, наличия микроперемещений и проскальзывания тел качения, а также имеющем место в силу конструктивных особенностей системы смазки шарнира затруднении в удалении продуктов износа из зоны контакта, характерным видом изнашивания карданных игольчатых подшипников является фреттинг - коррозия.

Фреттинг можно определить как разновидность изнашивания, возникающего в случаях, когда две соприкасающиеся поверхности, номинально неподвижные одна по отношению к другой, периодически немного смещаются друг по отношению к другу. Особенностью фреттинга является то, что продукты не удаляются из зоны контакта. Необходимым условием возникновения фреттинга является наличие относительного смещения или скольжения поверхностей с определенной величиной амплитуды. Величина повреждения для сталей прямо пропорциональна величине амплитуды проскальзывания в пределах $0,010...0,229$ мм. Величина частиц износа для сталей лежит в пределах $0,1... 1,0$ мкм. Частицы, образующиеся в присутствии воздуха, имеют красно-коричневый цвет. Химический анализ показал, что продукт контактной коррозии (фреттинга) представляет собой окись железа Fe_2O_3 , также обнаружено присутствие закиси железа FeO и магнетита Fe_3O_4 . В первоначальных продуктах износа имеется и металлическое железо. Установлено также значительное увеличение (в 12 раз) поглощения азота воздуха поверхностями трения при фреттинге: При отсутствии кислорода

и влаги фреттинг имеет много общего с износом при трении, таким как схватывание 1 - го рода.

Тепловой износ или износ схватыванием 2-го рода - это процесс интенсивного разрушения поверхностей игольчатого подшипника при трении скольжения, обусловленный местным разогревом и размягчением металла, десорбцией и сгоранием смазки, в результате чего происходит схватывание с последующим вырывом металла, его размазывание и отделение микрочастиц с поверхности трения. Тепловой износ имеет место в карданных игольчатых подшипниках только при эксплуатации подшипников, имеющих уже выработочный износ и не имеющих встроенной полимерной шайбы между торцом крестовины и донышком подшипника.

Абразивный износ представляет собой процесс разрушения поверхностей трения игольчатого подшипника, обусловленный наличием абразивной среды в зоне трения и выражающийся в местной пластической деформации, наличии микроцарапин, микро-резаний абразивными частицами поверхностей трения. Абразивный износ имеет место при эксплуатации карданных игольчатых подшипников в условиях запыленности при нарушении герметичности уплотнений.

Осповидный (усталостный) износ - это процесс разрушения поверхностей трения игольчатого подшипника, обусловленный пластическими деформациями, внутренними напряжениями, явлениями усталости металла и выражающийся в образовании на поверхности трения микротрещин, трещин, впадин и т.д.

В большинстве случаев усталостное разрушение игольчатых подшипников не может быть объяснено каким-либо одним механизмом и является результатом воздействия нескольких самостоятельных процессов, в том числе коррозии, абразивного износа и др. Усталостное разрушение в условиях контактных напряжений есть следствие совместного действия нескольких видов разрушений, которые возникают и распространяются с разными скоростями и независимо друг от друга. Рассмотрим некоторые из видов разрушений игольчатых подшипников.

Разрушение от оксидных неметаллических включений, вызывающих концентрацию напряжений. Разрушения характеризуются:

- подповерхностным распространением от источника;
- выкрашиванием (питтингом) после выхода усталостного разрушения на поверхность с небольшой глубины;
- распространением усталостной трещины под воздействием нагрузок.

Разрушение от геометрической концентрации напряжений, происходящее вследствие:

- малой вязкости смазки;
- касательных сил преобладающего скольжения.

Шелушение (питтинг) характеризуется ограниченной глубиной проникновения усталостных трещин под поверхность и преимущественным их распространением по поверхности на глубину не более 0,013 мм.

Питтинг возникает вследствие:

- малой вязкости смазки;
- большого количества выступов, высота которых превышает толщину смазочного слоя.

Подкорковая усталость цементованных деталей игольчатого подшипника возникает вследствие:

- недостаточной, твердости сердцевины;

– недостаточной толщины цементованного слоя по сравнению с кривизной контактирующих элементов.

Трудности, связанные с обнаружением начальной стадии развития разрушения сопряжений крестовины – игольчатый подшипник, особенно в процессе эксплуатации, а также многообразие эксплуатационных, технологических и нагрузочных факторов, оказывающих влияние на работоспособность карданных шарниров, делают задачу изучения видов изнашивания и причин их вызывающих достаточно трудной. В связи с этим, в настоящее время, в литературе встречаются различные, часто противоречивые, представления о механизме образования и развития разрушений деталей карданных шарниров, особенно при рассмотрении начальных стадий разрушений.

Рассмотрим наиболее часто встречающиеся виды разрушений карданных игольчатых подшипников, шипов крестовин и уплотнений, а также причины их вызывающие.

Вид износа, характер повреждения, его интенсивность зависят от типа автомобиля, угла установки карданной передачи, условий эксплуатации. Наиболее распространенными видами повреждений деталей карданных шарниров можно назвать появление следов ложного бринеллирования на цилиндрических рабочих поверхностях шипов крестовин и стаканов подшипников и усталостные разрушения рабочих поверхностей.

Как правило, при нормальных условиях эксплуатации разрушение элементов шарнира начинается не с износа уплотнений и проникновения в сопряжение игольчатого подшипника с шипом крестовины абразивных частиц и влаги, а с разрушения рабочих поверхностей крестовин, тел качения и стаканов подшипников при нормальном состоянии системы смазки. До появления видимых признаков разрушения происходит износ элементов шарнира, приводящий к увеличению зазора и искажению формы рабочих поверхностей. Затем появляются следы вдавливания концов игл на доньшках стаканов, что объясняется наличием осевых составляющих усилий, возникающих при работе иглы с перекосом, из-за наличия межигольного зазора и деформации узла под нагрузкой. Осевые усилия приводят к периодическому смещению (проскальзыванию) игл вдоль осей. Далее происходит образование начальных вмятин на поверхностях шипов и стаканов, после чего наступает интенсивное развитие канавок ложного бринеллирования, усталостное выкрашивание, интенсивный износ игл, при котором иглы могут приобретать квадратное сечение или ломаться. [5-7]

Первоначальный износ уплотнений и поверхности шипов под уплотнениями значительно уменьшает исходный натяг. После развития значительных разрушений элементов шарнира уплотнение теряет способность удерживать внутреннее давление и предотвращать проникновение в сопряжение абразивных частиц и влаги, нарушается температурный режим. В результате наступивших изменений, а также накопления продуктов износа, происходит окисление и загустевание смазки.

Конечный этап разрушения характеризуется обширными сколами и задирами на рабочих поверхностях.

Заключение.

Таким образом, целесообразно искать пути увеличения ресурса на первом этапе образования повреждений, т.е. предотвратить возникновение пластических деформаций в поверхностных слоях металла, обеспечить герметичность соединения. Следовательно, для повышения ресурса необходимо уменьшение нагруженности рабочих поверхностей карданных игольчатых подшипников, повышение сопротивляемости по-

верхностного слоя пластическим деформациям и контактно-усталостным повреждениям, снижение осевых составляющих усилий перемещения в шлицевом соединении, создание новых конструкций уплотнительных элементов.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Беркер А. Х. [и др.] Проектирование универсальных шарниров и ведущих валов / Беркер А. Х., Вагнер И. Р., Вебстер Н. В., Додж Д. Х., Жиманский Л. В., Зейглер С. М., Койнис Дж., Куни С. И., Лайонс Д. М., Миллер Ф. Ф., Нейджел Ф. С., Пауэрс Р. В., Трояновский Т. С., Холзингер Д. В.; ред. К. И. Москвина. – Ленинград: Машиностроение, Ленинградское отделение. - 1984. – 463с.

2. Малаховский Я. Карданные передачи. / Малаховский Я. Э., Лапин А. А., Веденеев Н. К., ред. Липгарт А. П. – Москва: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы. – 1962. – 155 с.

3. Справочник по триботехнике. В 3-х т. Т.2. Смазочные материалы, техника смазки, опоры скольжения и качения / Под общей ред. М. Хебды, А. В. Чичинадзе. - М.:Машиностроение, 1992. – Т. 2 – 416 с.

4. Богданович, П. Н. Трение и износ в машинах / Богданович, П. Н. Прушак В. Я. – Мн.:Высшая школа, 1999. – 374 с.

5. Карданные валы нового поколения серии «Белкард-2000» / В. И. Кравченко, В. А. Струк, Г. А. Костюкович, Е. В. Овчинников // Проблемы и пути реализации научно-технического потенциала военно-промышленного комплекса: Тезисы докладов международной конференции, Киев, 15-17 марта 2000 г. – Киев, 2000. – С. 83-84.

6. Новые материалы и технологии, применяемые при производстве карданных передач / В. И. Кравченко, В. А. Струк, Г. А. Костюкович, Е. В. Овчинников // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2006. – № 4 (13). – С.91-99.

7. Карданные валы нового поколения серии «Белкард-2000» / В. И. Кравченко, В. А. Струк, Г. А. Костюкович, Е. В. Овчинников // Проблемы и пути реализации научно-технического потенциала военно-промышленного комплекса: Тезисы докладов международной конференции, Киев, 15-17 марта 2000 г. Киев, 2000. – С. 83-84.

Поступила в редколлегию 24.03.2022 г.

УДК 621.9.025:534.1

Ю. П. Ракунов, к.т.н., доц., В. В. Абрамов, д.т.н., проф., А. Ю. Ракунов, инженер.
НИУ Московский государственный строительный университет, Россия
Тел.: +7 (916) 810-71-26; E-mail: Rakunov1991@mail.ru

МЕТОДИКА УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМАМИ ОПТИМАЛЬНОГО РЕЗАНИЯ И ИНТЕНСИВНОСТЬЮ АВТОКОЛЕБАНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ

В статье рассматривается физическая модель возникновения и развития установившегося уровня автоколебаний при резании металлов унифицированным инструментом, в которой потеря устойчивости состояния упругой технологической системы резания с постоянной скоростью происходит в результате тепловыделения в зоне резания из-за зависимости механических характеристик обрабатываемого и инструментального материалов от температуры. Показана ошибочность мнения, что наибольшее влияние на уровень интенсивности автоколебаний оказывает сдвиг по фазе между изменением толщины среза и изменением силы резания. Утверждается, что при оптимальной скорости резания, соответствующей оптимальной температуре в зоне резания, достигаются надёжные условия с точки зрения отсутствия автоколебаний или достижения их оптимального уровня. Самый мощный и мобильный фактор - скорость резания. Зависимость амплитуды колебаний от скорости резания имеет ярко выраженный экстремальный характер. Рассмотрена блок-схема методики нахождения режимов оптимального резания и управления интенсивностью автоколебаний процесса через усадку стружки при точении на станках с ЧПУ.

Ключевые слова: физическая модель, оптимальная скорость резания, унифицированный режущий инструмент, режимы оптимального резания, блок-схема, алгоритм управления, оптимальные амплитуды колебаний.

Y. P. Rakunov, V. V. Abramov, A.Y. Rakunov

CONTROL METHOD FOR THE OPTIMAL CUTTING MODES AND THE INTENSITY OF AUTO-OSCILLATIONS OF TECHNOLOGICAL SYSTEMS

The article considers a physical model of the emergence and development of a steady level of self-oscillations when cutting metals with a unified tool, in which the loss of stability of the state of an elastic technological cutting system at a constant speed occurs as a result of heat release in the cutting zone due to the dependence of the mechanical characteristics of the processed and tool materials on temperature. The erroneous opinion is shown that the phase shift between the change in the thickness of the cut and the change in the cutting force has the greatest influence on the level of intensity of self-oscillations. It is stated that at the optimal cutting speed corresponding to the optimal temperature in the cutting zone, optimal conditions are achieved in terms of the absence of self-oscillations or the achievement of their optimal level. The most powerful and mobile factor is cutting speed. The dependence of the oscillation amplitude on the cutting speed has a pronounced extreme character. The block diagram of the technique for finding optimal cutting modes and controlling the intensity of self-oscillations of the process through chip shrinkage during turning on CNC machines is considered.

Keywords: physical model, optimal cutting speed, unified cutting tool, optimal cutting modes, block diagram, control algorithm, optimal oscillation amplitudes.

1. Введение

Повышение эксплуатационных свойств металлорежущих станков, их производительности и качества обработанной поверхности лезвийным унифицированным режущим инструментом (ЛУРИ) в значительной степени определяется динамическими процессами и, в частности, автоколебаниями, возникающими при резании. Сложность и неоднозначность физических процессов, происходящих при резании металлов, позволяет предположить, что возникновение и поддержание автоколебаний определяется рядом физических явлений, которые могут действовать одновременно. В зависимости от конкретных условий и состояния упругой системы станка и ЛУРИ некоторые из них могут доминировать. Среди этих условий, прежде всего, следует выделить жёсткость и демпфирующую способность элементов технологической системы, режимы оптималь-

ного резания (РОР), вид обработки, типоразмер ЛУРИ и обрабатываемой поверхности, а также физико-механические свойства обрабатываемого материала (ОМ), особенно, труднообрабатываемого ОМ (ТОМ) [1-4].

2. Основное содержание и результаты работы

Выполнение серии специальных опытов по исследованию процесса резания, определению роли «следа» в развитии автоколебаний, по нахождению зависимости P_y/P_z ($Pr/P\phi$) от толщины среза a и радиуса округления режущей кромки ρ , исследованию зависимости $P_{z,x,y} = f(V)$ при непрерывном изменении скорости V во время опыта и другие специальные исследования позволяют понять **физическую сущность** возникновения и развития установившегося уровня автоколебаний технологических систем, в том числе, упругой системы ЗИПС (заготовка – инструмент – приспособление - станок) [5-9]. **Физическая модель** возникновения и развития установившегося уровня и формы автоколебаний при резании ЛУРИ может быть представлена следующей схемой:

1) любые случайные или закономерные толчки (врезание зуба фрезы в заготовку), первичное врезание резца, срыв нароста, неравномерность припуска (толщины среза), непостоянство жёсткости, флуктуации диссипативных сил, колебания привода станка, колебания, передаваемые от соседних работающих станков и т.д.) выводит из динамического равновесия упругую систему ЗИПС и приводит к изменению площади среза: txS

2) наблюдаемое физическое временное отставание τ изменения силы резания P_z от изменения толщины среза a , корреляционно связанное с коэффициентом усадки стружки K_a , генерирует возникающие собственные затухающие колебания в незатухающие автоколебания, где энергию, поддерживающую их, создаёт изменяющаяся синхронно, но сдвинутая по фазе P_z ;

3) возникшие при этом на поверхности резания вибрационные следы, начиная со второго оборота заготовки при точении или с работы второго зуба при резании фрезой, будут за каждое колебание передавать дополнительную порцию энергии в систему и усиливать колебания. Однако при этом будут расти и силы сопротивления (диссипации-демпфирования);

4) через какое-то время переходного процесса наступит равновесие между энергией возбуждения, поступающей в систему, и энергией, рассеиваемой при колебаниях, - **установится определённый уровень автоколебаний**. Установившийся уровень автоколебаний не остаётся строго постоянным, а периодически изменяется притоком энергии от случайных толчков и дополнительным демпфированием колебаний [6,10].

Автоколебания, как правило, происходят с периодически меняющейся амплитудой A и имеют форму **биений**. Появление биений, вероятно, связано с тем, что частота автоколебаний, как правило, несколько отличается (обычно в сторону увеличения) от частоты собственных колебаний доминирующей колебательной системы ЗИПС [10-13].

Такие физические явления, как образование элементов стружки, её усадка, неустойчивое и устойчивое наростообразование при работе на реальных режимах резания твёрдосплавными и быстрорежущими ЛУРИ [3,5,7], оказывает решающее влияние на процесс автоколебаний. Именно срывы нароста на прирезцовую сторону стружки происходят через $(1,5 \div 2,2)$ мс (450–660 раз в секунду) при $V = 10 \dots 35$ м/мин (ОМ – углеродистые стали) и являются первичным толчком, выводящим из равновесия автоколебательную технологическую систему, приводя к возбуждению автоколебаний. В этом диапазоне V наблюдаются наибольшие значения коэффициента усадки стружки K_a и, следовательно, связанной с ним фазовой характеристики силы резания $\tau = -1 + 2,6 K_a$.

(рис. 2), т. е. величины отставания изменения силы резания от изменения толщины среза a [12,13]. Снижение величины τ от $0,25T_K$ до $0,1T_K$ [13,рис. 3.15,3.16] приводит к снижению A в 3...4 раза. [7, 13,14]. Уровень интенсивности автоколебаний упругих технологических систем существенно влияет на стойкость ЛУРИ, производительность обработки и качество обработанной поверхности изделий (волнистость, шероховатость, наклеп, остаточные напряжения). Для каждого технологического перехода существует оптимальный уровень колебаний, при котором наблюдается максимальная стойкость ЛУРИ и высокое качество обработанной поверхности. За счет управления уровнем интенсивности автоколебаний можно добиться 5...10-ти кратного увеличения стойкости ЛУРИ, 2...5-ти кратного повышения производительности и существенного улучшения эксплуатационных характеристик качества обработанной поверхности ТОМ [14-16].

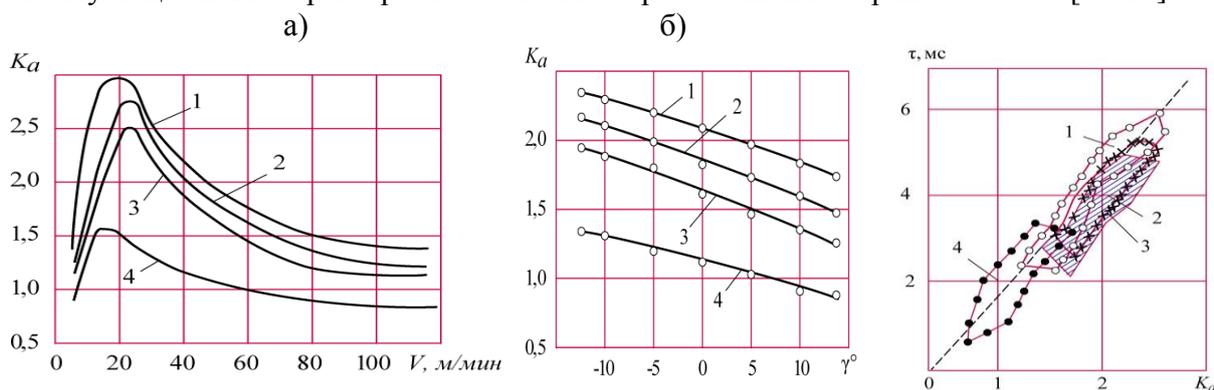


Рисунок 1. Зависимость усадки стружки от: а - V ; б – угла γ ($V = 40$ м/мин) при свободном течении ($a=0,5$; $b=4$; $\gamma=0^\circ$; $\alpha=12^\circ$): 1-сталь 08X15H5Д2Т; 2 - 12X18H9Т; 3 - сталь 45; 4 - титановый сплав ВТ9

Рисунок 2. Зависимость $\tau = f(K_a)$, условия те же, что на рис. 1.

Для ряда технологических деталей-операций (точения, растачивая, фрезерования цилиндрическими, дисковыми, концевыми и торцовыми фрезами, нарезания резьбы и других операций) оптимальный уровень интенсивности автоколебаний уже установлен нашими исследованиями применительно к ЛУРИ, оснащенным твердым сплавом, при обработке ТОМ (коррозионно-стойких, жаропрочных и титановых конструкционных материалов) [5,15].

На основании выполненных теоретических и экспериментальных исследований все параметры упругой технологической системы, режима резания (РР), геометрии и конструкции ЛУРИ удалось ранжировать - (расположить в определенной последовательности) по степени их влияния на интенсивность автоколебаний [5,7,15,16]. Ошибочно считают, что наибольшее влияние на уровень интенсивности автоколебаний оказывает сдвиг по фазе (отставание) τ между изменением толщины среза и изменением силы резания. Таким образом, нарушается причинно-следственная связь физических явлений. Кривые, выражающие зависимость $A = f(\tau)$, имеют резко выраженный экстремальный характер [13, рис. 3.15,3.16]. Считают, очевидно, что наибольшая интенсивность колебаний наблюдается при $\tau = 0,25T_K$; для всех процессов резания как уменьшение, так и увеличение значения τ приводят к резкому снижению A [8-10,13].

Наиболее влияют на A обобщенный коэффициент сопротивления (демпфирования) η_0 и коэффициент суммарной жесткости C доминирующей колебательной системы. Кривые, выражающие зависимости $A = f(\eta_0)$ и $A = f(C)$, имеют форму гипербол (рис. 3,4). Первая из этих зависимостей выражена более резко.

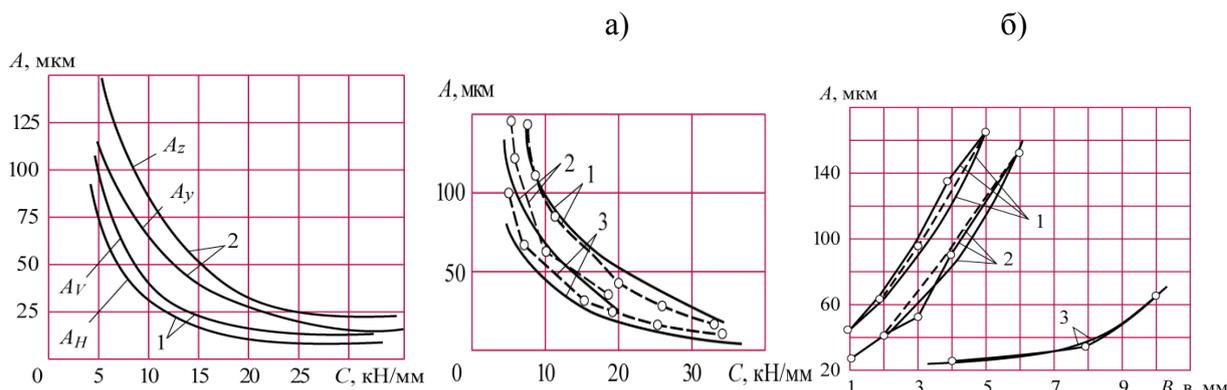


Рисунок 3. Зависимость $A = f(C)$ доминирующей колебательной системы 1- фрезерование концевой фрезой ВТ20; 2- свободное точение стали Х15Н5Д2Т резцом унифицированным наружным канавочным (РУНК) с РЭ из т/с ВК6М

Рисунок 4. Сопоставление зависимостей: а) - $A = f(C)$; б) - $A = f(B, b)$ при обработке: а) 1- дисковой фрезой ВК8 ($D = 70$ мм, $z = 16$, $B = t = 3$ мм, $S_z = 0,07$ мм/зуб, $\eta_0 = 3$ кН/мм), сплав ОТ4; 2- свободное точение стали Х15Н5Д2Т резцами ВК8 ($\gamma = 10^\circ$; $\alpha = 12^\circ$, $a = 0,4$; $b = 2$ мм, $\eta_0 = 3$ кН/мм); 3- концевой фрезой ВК8 ($D = 40$ мм, $z = 5$, $V = 120$ м/мин, $S_z = 0,056$; $t = 1$, $B = 14$, $\eta_0 = 3,3$), сплав ВТ20. б) 1-дисковое фрезерование ВК8-ОТ4; 2 - свободное точение ВК8-Х15Н5Д2Т; 3-концевое фрезерование ВК8-ВТ9.

- - - экспериментальные данные, — теоретические, - - - многофакторный эксперимент.

Многие исследователи считают, что несколько меньшее влияние на A оказывают параметры РР и геометрии ЛУРИ. Из этих параметров наибольшее влияние на интенсивность автоколебаний оказывает ширина среза a (рис. 4б). Эта зависимость почти прямо пропорциональна. Однако, **самый мощный и мобильный фактор - скорость резания V** . Зависимость $A = f(V)$ имеет ярко выраженный экстремальный характер (рис. 5а). Это связано с изменением усадки стружки и соответствующим изменением значения отставания τ при изменении V . Скорость резания влияет на интенсивность автоколебаний через изменение усадки стружки K_a и соответствующее изменение значения τ .

Толщина среза (или подачи S) слабо влияет на интенсивность автоколебаний при равномерных процессах резания и существенно — при прерывистых процессах (рис. 5б) [12,13]. Увеличение переднего угла γ ЛУРИ всегда приводит к снижению составляющих силы резания и соответствующему уменьшению A (рис. 1б и 5в). Все остальные факторы существенно слабее влияют на интенсивность автоколебаний и, очевидно, могут не учитываться при разработке методик управления интенсивностью автоколебаний.

Большинство из перечисленных факторов, которые существенно влияют на амплитуду автоколебаний A , находятся в тесной взаимосвязи, поэтому методика управления интенсивностью автоколебаний должна предусматривать несколько этапов. Общая структурная схема методики управления интенсивностью автоколебаний применительно к процессу точения показана на рис. 6. Методики управления интенсивностью автоколебаний для других процессов резания не имеют принципиальных отличий [12,13].

На первом этапе назначается максимальное сечение среза $F_{max} = t_{max} \cdot S_{нтд}$ из условия обработки в один черновой проход (t_{max}) и применения наибольшей технологически

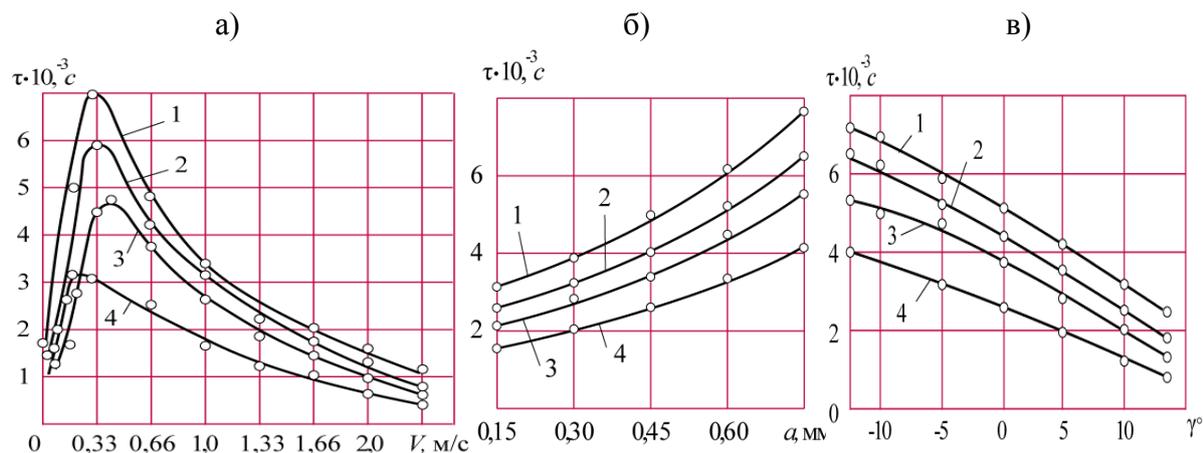


Рисунок 5. Зависимость фазовой характеристики силы резания τ от: а) – скорости резания V ; б) - толщины среза a ; в) – от величины переднего угла γ .

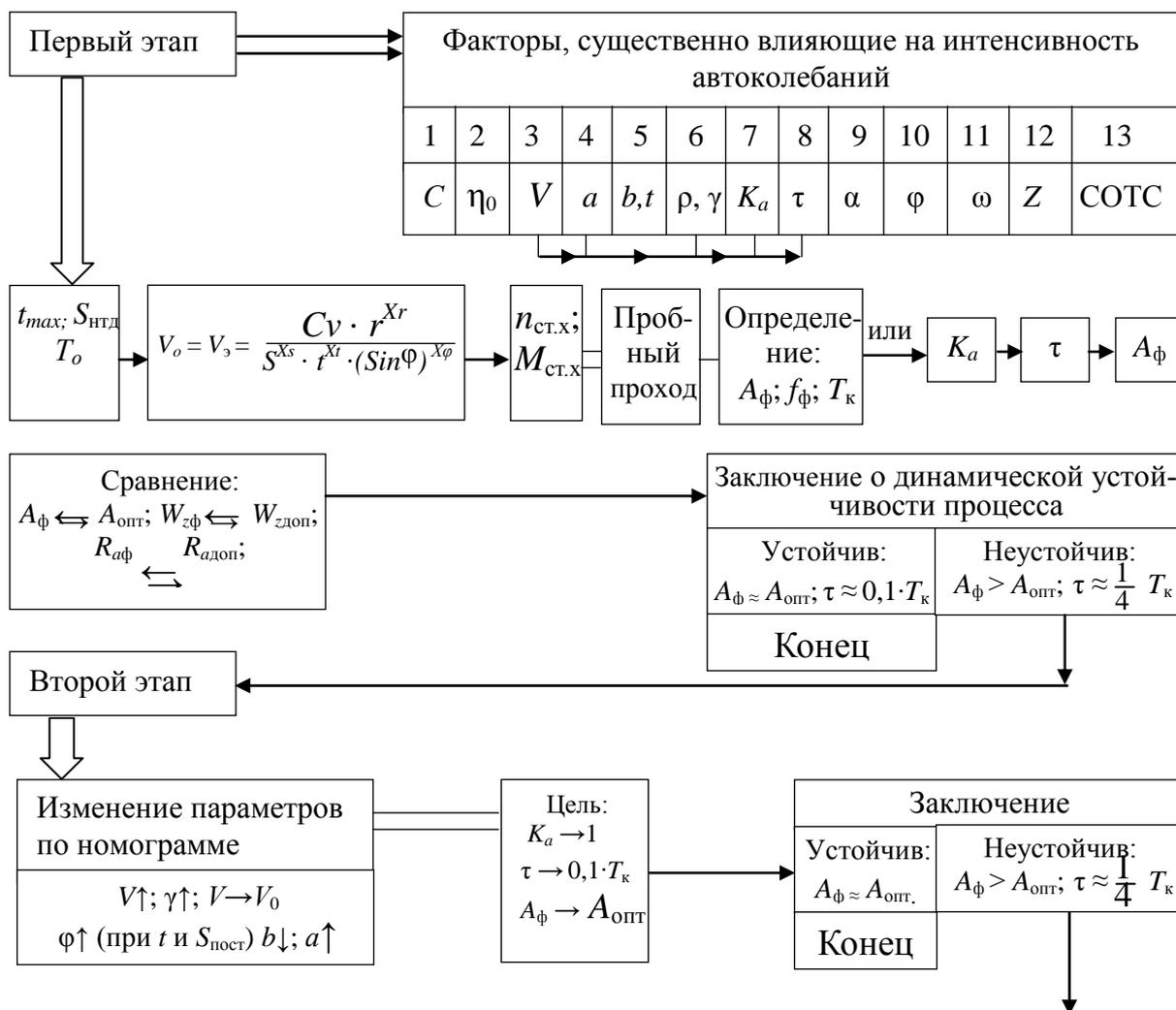




Рисунок 6. Блок-схема методики нахождения режимов оптимального резания и управления интенсивностью автоколебаний процесса точения на станках с ЧПУ.

допустимой подачи $S_{нтд}$. Эта $S_{нтд}$ назначается для черновых и получистовых проходов по номограммам или рассчитывается из следующих условий: 1) по шероховатости поверхности и по жесткости изделия; 2) по жесткости и прочности инструмента; 3) по прочности механизма подачи станка. Наименьшая S из этих условий, сверенная с паспортом станка, – подача $S_{нтд}$. После выбора t_{max} , $S_{нтд}$ устанавливают по номограммам [7,16] для данных инструментального (ИМ) и обрабатываемого (ТОМ) материалов, оптимальную скорость резания, которую также можно определить по известной формуле

$$V_o = V_э = C_v \cdot r^{X_r} / S^{X_s} \cdot t^{X_t} \cdot (\sin \varphi)^{X_\varphi} \quad (1)$$

По установленной оптимальной скорости резания определяют необходимую частоту вращения шпинделя $n_o = 1000V_o / \pi D$ и сверяют с имеющимся на станке $n_x \leq n_o \leq n_{x+1}$. Выбранный режим резания (n_x или n_{x+1} ; t_{max} ; $S_{нтд}$) проверяют по моменту станка на данной ступени $M_{рез} \leq M_{СТx}$ или $M_{СТx+1}$. Если это условие не соблюдается, то приходится снижать n или использовать более мощный станок на данного установка (деталеоперации).

Рассчитанный таким образом или выбранный по номограммам **наивыгоднейший режим оптимального резания (POP)** проверяется на динамическую устойчивость. Для этого на режиме n_x (или n_{x+1}), t_{max} , $S_{нтд}$ осуществляется пробный проход при соблюдении всех условий, при которых будет производиться дальнейшая обработка. Во время этого пробного прохода с помощью бесконтактного датчика ПЭП или другого виброизмерительного прибора измеряют амплитуду A и частоту колебаний f доминирующей колебательной системы ЗИПС.

Если на предприятии нет технологической лаборатории (или лаборатории резания), оснащенной виброизмерительной аппаратурой, то во время пробного прохода следует собрать стружку и по ней определить коэффициент поперечной усадки $K_a = a_{стр}/a$, где $a_{стр}$ – толщина стружки; a – толщина среза; $a = S \sin \varphi$.

По коэффициенту поперечной усадки K_a с помощью графика (рис. 2) или формулы: $\tau = -1 + 2,6 K_a$ определяют значение фазовой характеристики силы резания τ (мс).

Кроме того, по следу на поверхности резания находят частоту f и период автоколебаний T_K . Для этого нужно во время резания примерно в середине прохода быстро отвести резец с тем, чтобы во время отвода он не успел срезать следы вибраций на всей окружности поверхности резания. Если след четкий, то индикатором, закрепленным в резцедержателе, при провороте шпинделя вручную удастся приблизительно замерить и размах колебаний $2A$. Затем значение τ (мс) переводят в доли периода автоколебаний T_K и по графику [13, рис. 3.16 или 3.17] определяют приблизительно амплитуду автоколебаний A . Если она близка к значению A , измеренному по следу на поверхности реза-

ния, и расхождение составляет не более 30%, то такой результат следует признать хорошим и можно считать, что во время обработки амплитуда автоколебаний будет близка к полученной величине.

Однако графики на [13, рис. 3.16 и 3.17] получены для вполне определенных условий расчета (C , η_0 , C , m и т. д.). Они в общем случае не будут совпадать с условиями, для которых хотим определить амплитуду колебаний, поэтому конкретных значений A можно и не получить. В этом случае следует ограничиться определением значения τ в долях периода автоколебаний T_K . Далее следует полученное приближенное значение амплитуды или, лучше, измеренное с помощью виброизмерительной аппаратуры значение A сопоставить с кривыми на [13, рис. 2.2] и определить, как далеко амплитуда колебаний от оптимального (по критерию стойкости) ее значения. Если амплитуда близка к оптимальной ($A_{\text{опт}} = 8 \div 20$ мкм) или отличается от неё не более чем на 5 мкм, то данный технологический переход необходимо считать динамически устойчивым. Отсюда следует, что фактическая стойкость ЛУРИ не должна заметно отличаться от максимально достижимого значения стойкости T_0 . Характеристики качества поверхности (волнистость, шероховатость, наклеп, остаточные напряжения в поверхностном слое) будут также близки к наилучшим при данном виде обработки. При этом следует иметь в виду, что все приведенные конкретные значения параметров относятся к всем видам обработки твердосплавным и быстрорежущим ЛУРИ и распространяются на тонкое точение и другие прецизионные методы обработки, в том числе, сверхтвердыми синтетическими материалами (СТМ). **Для этих процессов оптимальные (по критерию стойкости) амплитуды колебаний имеют значения: $A_{\text{опт прец}} = 3 \div 7$ мкм (финишная, прецизионная); $A_{\text{опт чист}} = 8 \div 12$ (чистовая); $A_{\text{опт н/ч}} = 12 \div 18$ (получистовая); $A_{\text{опт черн}} = 18 \div 30$ мкм (черновая).**

Итак, если фактическая амплитуда автоколебаний близка или совпадает с $A_{\text{опт}}$, то данный технологический переход (проход) является динамически устойчивым и не нуждается в дальнейшей оптимизации, однако такое счастливое или удачное совпадение наблюдается достаточно редко. В тех случаях, когда не удастся определить фактическую амплитуду автоколебаний, можно сделать приблизительное заключение о динамической устойчивости, если $\tau \leq 0,1T_K$, и наоборот, если величина τ близка к $0,25T_K$, то следует считать, что процесс, вероятно, неустойчив и нуждается в дальнейшей оптимизации [17-19].

На втором этапе (см. рис. 6) управления интенсивностью автоколебаний делается попытка приблизить фактическую амплитуду автоколебаний к оптимальному ее значению $A_{\text{опт}}$ без снижения минутной производительности обработки и без применения специальных устройств, увеличивающих жесткость и демпфирующую способность системы. Это достигается путем рационального изменения значения τ за счет варьирования усадкой (K_a). Увеличение τ до $\tau = 0,5T_K$ является трудным и неверным путем, так как это возможно только при очень больших значениях K_a . Нужно идти в обратном направлении и всегда стремиться уменьшить значение τ за счет уменьшения значения K_a . Последнее возможно сделать за счет увеличения переднего угла γ и применения оптимальных СОЖ. Кроме того, снижение значения τ и амплитуды колебаний A может быть достигнуто одновременным уменьшением ширины среза b и увеличением толщины среза a при неизменной глубине резания t и подаче S , т. е. путем увеличения угла в плане ϕ до $90 \dots 100^\circ$. Однако повышение скорости резания V , увеличение переднего угла γ и угла в плане ϕ обычно ведет к снижению стойкости ЛУРИ, поэтому выполнять эти изменения целесообразно с помощью специально разработанных для данного процесса и труднообрабатываемого материала (ТОМ) номограмм, чтобы заранее предвидеть допустимые границы изменения этих параметров [13,16]. Кроме того, с помощью

номограмм выбор значений перечисленных параметров производится быстро, без излишних затрат времени. Таким путем удастся в ряде случаев приблизить фактическую амплитуду автоколебаний к ее оптимальному значению и существенно повысить производительность обработки, стойкость ЛУРИ и качество обработанной поверхности [17,18].

Если изменением перечисленных параметров не удастся снизить амплитуду автоколебаний до требуемого значения, приходится переходить к третьему этапу. **На третьем этапе** (см. рис. 6) управление интенсивностью автоколебаний осуществляется за счет изменения обобщенного коэффициента сопротивления η_0 , или за счет изменения жёсткости C , или одновременно и того и другого. Увеличение жёсткости и виброустойчивости системы ЗИПС всегда повышает качество и производительность обработки. Так, например, повышение жёсткости расточного резца от $j = 410$ Н/мм до критической $j_k = 940$ Н/мм оптимальная скорость резания V_O возрастает, а относительный поверхностный износ $h_{\text{опо}}$ снижается. *Дальнейшее повышение жёсткости на V_O и величину $h_{\text{опо}}$ практически не влияет.* Однако, при повышении жёсткости расточного резца размерная точность обработки повышается вследствие уменьшения упругих отжатиц резца [5,7,15]. Повышение интенсивности размерного износа и снижение V_O при использовании расточных ЛУРИ, жёсткость которых ниже критической, объясняется вибрациями резца выше $A_{\text{опт}}$. При растачивании отверстий унифицированными резцами жёсткостью $j = 1350$ Н/мм и более во всем диапазоне V наблюдается «спокойное» резание без видимых следов вибраций. Резание было «спокойное» и при работе расточным резцом с $j_k = 940$ Н/мм и $V_O = 93$ м/мин, а также с $V = 27$ м/мин расточными резцами любой жёсткости в исследованных пределах (растачивание отверстий $d = 20 \dots 24$ мм в стали 12X18H9T при $t = 0,3$ мм, $S = 0,06$ мм/об). Во всех остальных случаях на обработанной поверхности наблюдались следы вибраций. Так как изменение жёсткости j расточного резца на среднюю температуру контакта, измеренную методом естественной термопары, заметного влияния не оказывает, то уменьшение V_O и повышение $h_{\text{опо}}$ при снижении жёсткости расточного резца ниже критической j_k следует отнести только за счёт изменения интенсивности (амплитуды A) и частоты колебаний режущей кромки резца. Применение этих методов повышения j обычно требует определенного времени на подготовку производства и материальных затрат. Однако экономический выигрыш от оптимизации уровня интенсивности автоколебаний за счет повышения производительности обработки, стойкости ЛУРИ и улучшения качества изделий всегда во много раз и быстро окупает затраты, связанные с применением более прогрессивных и виброустойчивых инструментов и оснастки.

Выводы и рекомендации.

Для повышения динамической устойчивости операций механической обработки в настоящее время разработано и находится в стадии разработки и исследования большое число прогрессивных ЛУРИ, специальных устройств и оснастки. Применение таких инструментов, устройств и оснастки с повышенными коэффициентами η_0 и C позволяет практически всегда изменить A в нужного направлении и приблизить ее вплотную к оптимальному значению $A_{\text{опт}}$, т. е. успешно завершить процесс управления интенсивностью автоколебаний и существенно повысить производительность, стойкость ЛУРИ и качество обработанной поверхности изделий. Важность проблемы повышения динамической устойчивости процессов механической обработки существенно возросла в связи с широким применением многооперационных станков с ЧПУ и магазинами инструментов, особенно с развитием гибких автоматических производств (ГАП). Это объясняется тем, что в таких производствах отсутствие динамической устойчивости даже на одном переходе ведет к нестабильной работе участка станков с ЧПУ или всего

цеха современного завода и увеличению простоев высокопроизводительного дорогостоящего оборудования наукоёмких производств.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Дроздов, Н. А. К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке / Н. А. Дроздов / Станки и инструмент. – 1937. – № 12. – С. 5–9.
2. Каширин, А. И. Исследование вибраций при резании металлов. – М.: АН СССР, 1944 – 282 с.
3. Патент РФ №2226453 Многократно перетачиваемый резец / Ракунов Ю. П., Хрульков В. А., Золотова Н. А., Тихонов Н. А. – Бюл. № 10, 2004.
4. Эльясберг, М. Е. Об устойчивости процесса резания / М. Е. Эльясберг // Изв. АН СССР. ОТН, 1958. – № 9.
5. Ракунов, Ю. П. Управление качеством токарной обработки высокоточных деталей машин. / Ю. П. Ракунов // Наукоёмкие технологии в машиностроении. – № 2. – 2013. – С. 36-48.
6. Эльясберг, М. Е. Автоколебания металлорежущих станков: Теория и практика / М. Е. Эльясберг. – СПб.: ОКБ станкостроения, 1993. – 180 с.
7. Макаров, А. Д. Оптимизация процессов резания. – М: Машиностроение, 1976. – 278 с.
8. Бурмистров, Е. В. Фазовая характеристика силы резания и её роль в возникновении и развитии автоколебаний при точении нежестких деталей двигателей летательных аппаратов / Бурмистров Е. В. и др. // Вестник СГАУ. – 2008. – №3. – С. 36-43.
9. Зверев, Н. А. Виброустойчивость при растачивании отверстий в деталях из жаропрочных сталей / Зверев Н. А., Чжо У, Стебулянин М. М. // Вестник МГТУ «Станкин» – № 4(47). – 2018. – С. 30-36.
10. Авдонин, Г. Т. Исследование технологических особенностей чистового точения при наличии автоколебаний. дисс. к. т. н. - Куйбышев, 1983. -219 с.
11. Асташов, В. К. Термомеханическая модель возникновения автоколебаний при резании / Асташов В. К., Корендясев Г. К. // Проблемы машиностроения и надёжности машин. – 2012. – № 3. – С. 12-18.
12. Кудинов, В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение. 1967. – 360 с.
13. Жарков, И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, 1987. – 184 с.
14. Грановский, Г. И. Резание металлов / Грановский Г. И., Грановский В. Г. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
15. Ракунов, Ю. П. Разработка САПР оптимальных групповых процессов токарной обработки на станках с ЧПУ / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В. // Справочник. Инженерный журнал, приложение. – № 7. – 2015. – С. 1-29.
16. Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. Номограммы выбора подач и скоростей резания исходя из требуемой шероховатости обработки и износа унифицированных резцов. / Школа Науки – № 11(22), Сентябрь. – 2019. – С. 7-12.
17. Андреев, В. Н. Боровский Г.В., Боровский В.Г., Григорьев С.Н. Инструмент для высокопроизводительного и экологически чистого резания. Серия «Библиотека инструментальщика». – М.: Машиностроение, 2010. – 480 с.
18. Ракунов, Ю. П. и др. Роль скорости резания и радиуса округления режущего клина в эффективности тонкой механической обработки труднообрабатываемых материалов // Журнал «Станкоинструмент». – № 1, 2. – 2020. – С. 66.

Поступила в редколлегию 15.03.2022 г.

УДК 534.1:621.9.025

Ю. П. Ракунов, к.т.н., доц., В. В. Абрамов, д.т.н., проф., А. Ю. Ракунов, инженер
НИУ Московский государственный строительный университет, Россия
Тел.: +7 (916) 810-71-26; E-mail: Rakunov1991@mail.ru

ФИЗИЧЕСКАЯ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И ПРИЧИННО-СЛЕДСТВЕННАЯ СВЯЗЬ ВОЗНИКНОВЕНИЯ И РАЗВИТИЯ АВТОКОЛЕБАНИЙ ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ УНИФИЦИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В статье рассматривается модель возбуждения автоколебаний при резании металлов унифицированным инструментом, в которой потеря устойчивости состояния упругой технологической системы резания с постоянной скоростью происходит в результате тепловыделения в зоне резания из-за зависимости механических характеристик обрабатываемого и инструментального материалов от температуры. Рассматривается влияние скорости резания на основные характеристики процесса при чистовом точении стали У8А резцом унифицированным наружным и утверждается, что при оптимальной скорости резания, соответствующей оптимальной температуре в зоне резания, достигаются надёжные условия с точки зрения отсутствия автоколебаний или достижения их оптимального уровня. Рассмотрение связей между тепловыми и механическими процессами при резании позволяет выдвинуть гипотезу о термомеханической природе автоколебаний при лезвийной обработке. Решается вопрос о механизме возникновения падающей характеристике силы резания. Находятся условия самовозбуждения колебаний при резании металлов.

Ключевые слова: термомеханическая модель, оптимальная температура, скорость резания, унифицированный режущий инструмент, режимы оптимального резания, интенсивность автоколебаний.

Y. P. Rakunov, V. V. Abramov, A. Y. Rakunov

PHYSICAL THERMOMECHANICAL MODEL AND CAUSAL RELATIONSHIP OF ORIGIN AND DEVELOPMENT OF AUTO-OSCILLATIONS WHEN CUTTING METALS WITH A UNIFIED TOOL

The article considers a model of excitation of self-oscillations when cutting metals with a unified tool, in which the loss of stability of the state of an elastic technological cutting system at a constant speed occurs as a result of heat release in the cutting zone due to the dependence of the mechanical characteristics of the processed and tool materials on temperature. The influence of cutting speed on the main characteristics of the process during finishing turning of U8A steel with a unified external cutter is considered and it is stated that at the optimal cutting speed corresponding to the optimal temperature in the cutting zone, optimal conditions are achieved in terms of the absence of self-oscillations or the achievement of their optimal level. Consideration of the relationship between thermal and mechanical processes during cutting allows us to put forward a hypothesis about the thermomechanical nature of self-oscillations during blade processing. The question of the physical mechanism of occurrence of the falling characteristic of the cutting force is being solved. The conditions for self-excitation of vibrations during metal cutting are found.

Keywords: thermomechanical model, optimal temperature, cutting speed, unified cutting tool, optimal cutting modes, intensity of self-oscillations.

1. Введение

Процесс резания при обработке деталей летательных и космических аппаратов (ЛиКА), в частности двигателей летательных аппаратов (ДЛА), часто сопровождаются интенсивными автоколебаниями (вибрациями), которые являются одним из главных препятствий для повышения технико-экономических показателей обработки, достижения требуемой точности и высокого качества обработанных поверхностей. Это связано с высокой динамической напряжённостью процесса резания, характерной для обработки нержавеющей и жаропрочных сталей и сплавов, титановых сплавов и других труднообрабатываемых материалов (ТОМ) [1-4]. Кроме того, детали ДЛА и ЛиКА с целью снижения их веса зачастую выполняются довольно ажурными и сложными по

форме. В результате при их обработке обычно не удаётся обеспечить достаточную жёсткость и виброустойчивость системы ЗИПС (заготовка – инструмент – приспособление – станок), особенно при использовании импортного режущего инструмента с СМП [5-9].

2. Основное содержание и результаты работы

Особенно такое положение характерно при использовании режущего инструмента (РИ) - токарного (РИТ) и фрезерного (РИФ) с недостаточно жёсткими способами крепления, например центральными винтами, сменных многогранных неперетачиваемых пластин (СМП) с повышенными радиусами округления ρ режущих кромок и недостаточными передними углами γ режущего клина. Это приводит к их интенсивным вибрациям и, как следствие, к снижению стойкости и надёжности РИ, ухудшению качества обработанных поверхностей и прочностных характеристик деталей. Основными причинами возникновения и развития автоколебаний элементов доминирующей колебательной системы ЗИПС при обработке резанием, по *мнению исследователей* [1–4,8-13], являются: 1) нелинейная зависимость силы резания от толщины и ширины среза, изменения которых вызваны относительными виброперемещениями заготовки и РИ, а также влиянием волнообразного следа, оставляемого на поверхности резания режущим клином РИ - радиусом округления режущей кромки ρ , передним углом γ и задним α ; 2) регенерация колебаний при обработке «по следу», оставленному радиусом ρ РИ на поверхности резания от предыдущего прохода (технологическая наследственность); 3) «падающая» характеристика силы трения на гранях режущего клина, т.е. снижение силы с увеличением скорости резания V ; 4) периодические изменения радиуса ρ , переднего γ и заднего угла α РИ при колебаниях технологической системы, что характерно. В современных работах [8-14,17] учитываются некоторые причины возникновения, возбуждения и развития автоколебаний и делаются попытки качественно и количественно оценить фазовые портреты и амплитуды колебаний по вертикальной Z и поперечной Y оси при продольном и поперечном точении и фрезеровании цилиндрическими и концевыми фрезами. Так, в работах [8,9] на основе расчётно-теоретического анализа автоколебаний разработана расчётная схема динамической системы расточной консольной оправки, которая включает две доминирующие системы: систему заготовки (заготовка, шпиндель, пиноль) и систему инструмента (резец с расточной оправкой). Однако, на расчётной схеме динамической системы расточной оправки [9] не указаны:

– размеры - длины обрабатываемой поверхности и расточной оправки, а также её диаметр;

– вылет режущего элемента (РЭ) из оправки, его геометрические параметры и способ крепления его в оправке; - инструментальный материал (ИМ) указан – ВК8;

– режимы резания экспериментальных опытов или расчётные величины в системе Matlab (солверы ode 113 и dde23), использованные при расчёте.

Скорость резания $V \ll V_o$ [7]. Некоторые исследователи [8-10] одной из основных причин возникновения и развития автоколебаний элементов технологических систем при обработке резанием («по мнению большинства исследователей») указывают «наличие фазового сдвига во времени τ между силой резания и толщиной среза (т. н. «фазовая характеристика силы резания»): «... работа силы резания при её отставании от виброперемещения, а следовательно, и от изменения толщины среза “как бы сообщаем” дополнительные импульсы при каждом цикле колебаний до тех пор, пока работа силы резания не компенсируется работой сил сопротивления, - устанавливаются стабильные автоколебания с постоянной амплитудой и частотой, определяемых упруго-жёсткостными характеристиками самой колебательной системы». При таком подходе к

процессу резания, возникновению и развитию автоколебаний **нарушается причинно-следственная связь** между входными параметрами (скоростью резания, подачей, колебаниям толщины и ширины – площади среза, свойствами ОМ, материалом и геометрией РИ), промежуточными (углом сдвига – скалывания Φ , коэффициентом усадки стружки ξ , коэффициентом внешнего и внутреннего трения) и выходными: силой резания, фазовым сдвигом силы резания $\tau = t_o$, соответственно, амплитудой и частотой колебаний системы ЗИПС. **Истинная причинно-следственная связь прослеживается (доказывается физико-математически) в работе [11].**

Ясный физический смысл запаздывания прослеживается в явлении возбуждения автоколебаний, связанном с так называемой обработкой «по следу» [12,13]. В этом случае сила резания зависит от следа (технологической наследственности), оставленного инструментом на предыдущем проходе, и, оказывается запаздывающей или на время $\tau = t_o = 2\pi/nz$ (n – число оборотов изделия или инструмента в секунду; z – число режущих кромок РИФ), одного оборота изделия при токарной обработке ($z = 1$), или на время между проходами двух смежных режущих кромок многолезвийного РИФ.

В работах [3,4,8-13] были получены постоянные запаздывания для различных материалов и видов обработки. При наличии такого вида запаздывания дифференциальное уравнение колебаний резца относительно равновесного состояния описывается уравнением:

$$mx + bx + cx = -Kx(t - t_o), \quad (1)$$

где: K – коэффициент пропорциональности; t_o – время запаздывания силы резания от перемещения x резца. На рис.1 - простейшая модель упругой системы станка.

Отыскивая решение уравнения (1) вида $x(t) = ae^{pt}$, получим характеристическое уравнение:

$$mp^2 + bp + c = -Ke^{-pt_o} \quad (2)$$

Условием возникновения колебательной неустойчивости равновесного состояния является наличие пары мнимых корней $p = \pm j\omega$ уравнения (2). Подставляя в (2) $p = j\omega$, используя формулу Эйлера $e^{-j\omega t_o} = \cos \omega t_o - j \sin \omega t_o$ и разделяя в полученном равенстве действительные и мнимые части, найдём: $c - m\omega^2 = K \cos \omega t_o$, $b\omega = K \sin \omega t_o$. (3)

Физический смысл полученных соотношений очевиден: на частоте автоколебаний, удовлетворяющим равенством (3), упругие, инерционные и диссипативные силы в колебательной системе полностью уравниваются силой возбуждения, определяемое правой частью уравнения (1). Равенство (3) можно рассматривать как параметрические уравнения границы Д – разбиения, разделяющей области устойчивого и неустойчивого положения равновесия в плоскости параметров K и t_o . Для удобства построения границ Д – разбиения уравнения (3) приведём к безразмерному виду:

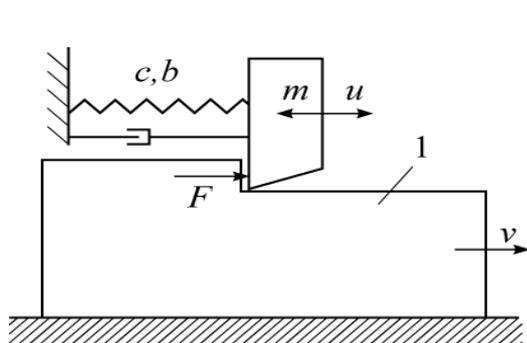
$$k = \sqrt{(1 - \xi^2)^2 + (\eta\xi)^2}, \quad \tau_o = \frac{1}{\xi} \left(\arcsin \frac{\eta\xi}{k} + 2\pi \right), \quad i = 0, 1, 2, \dots$$

$$\text{где: } k = K/c, \quad \xi = \omega/\omega_o, \quad \omega_o = \sqrt{c/m}, \quad \eta = b/\sqrt{cm}.$$

На рис. 2 показаны границы Д-разбиения при $i = 0$. Штриховкой отмечена область устойчивого равновесного состояния. Видно, что при заданной величина запаздывания возможно самовозбуждение колебаний определенной частоты, причём при величине запаздывания

$$\tau_o = \omega_o t_o = \frac{\pi}{2} (1 - 4i)$$

возбуждения колебаний с собственной частотой $\omega = \omega_o (\xi - 1)$ происходит при минимальном значении коэффициента $k = \eta$, при ($K = b\omega_o$).



1 – обрабатываемое изделие движется, скорость v

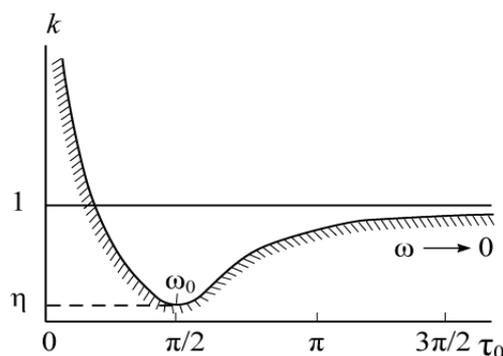


Рисунок 2. Границы Д-разбиения при $i = 0$.

Рисунок 1. Модель упругой системы станка: при $i = 0$.

m - масса резца; c - коэффициент жёсткости;
 b - коэффициент вязкого сопротивления;
 F - сила резания; u - координата резца

В работах [3,4] были проведены эксперименты по определению величины запаздывания, но, к сожалению, физическое объяснение этого явления не приводится. Попытаемся сделать это, записав динамическую характеристику силы резания

$$F(x, x') = kx + \beta x' \tag{4}$$

где k, β – эквивалентные коэффициенты упругих и диссипативных сил при резании.

Предположим, что сила резания возникает в результате гармонических колебаний $x(t) = ae^{j\omega t}$ и является запаздывающей на величину t_0 функцией времени, т.е. описывается уравнением:

$$f(t) = F[x(t), x'(t) = Kx(t - t_0)] \tag{5}$$

В результате из соотношений (4), (5) с учётом характера рассматриваемых движений получаем:

$$k + j\omega\beta = Ke^{-j\omega t_0} = K(\cos \omega t_0 - j \sin \omega t_0), \tag{6}$$

из которого после разделения действительных и мнимых частей находим:

$$k = K \cos \omega t_0, \quad \omega\beta = -K \sin \omega t_0.$$

Из уравнения (3) следует, что $K \sin \omega t_0 \geq 0$. Поэтому выполнение второго соотношения (6) возможно только при $\beta < 0$, т. е. при отрицательной диссипации. Таким образом, наблюдаемое **запаздывание** силы от деформации является **не причиной, а следствием** возбуждения автоколебаний при падающей характеристике силы резания F . Нерешённым оставался вопрос о физическом механизме возникновения падающей характеристики F .

Рассмотрим влияние скорости резания V на основные характеристики процесса резания: продольную усадку стружки ξ , уширение прирезцовой стороны стружки ξ_B , ширину s контакта стружки с передней поверхностью резца, силы резания P_x, P_y, P_z , микротвёрдость H_3 прирезцовой стороны стружки, микротвёрдость H_4 стружки, измененную в поперечном сечении, среднюю температуру контакта Θ , относительный износ резца $h_{оз}$, период стойкости T , длину пути резания L , высоту микронеровностей обработанной поверхности R_z . Исследования выполнены при чистовом ($t = 0,5$ мм; $S=0,14$

мм/об) точении деталей из стали У8А (НВ 220) резцом унифицированным наружным (РУН) с режущим элементом (РЭ) стержневым Ø5 мм из сплава Т15К6 (рис. 3, 3а).

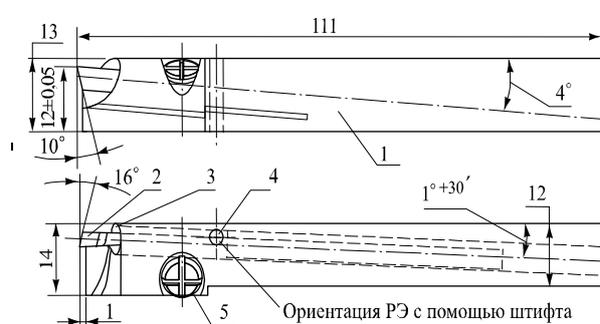
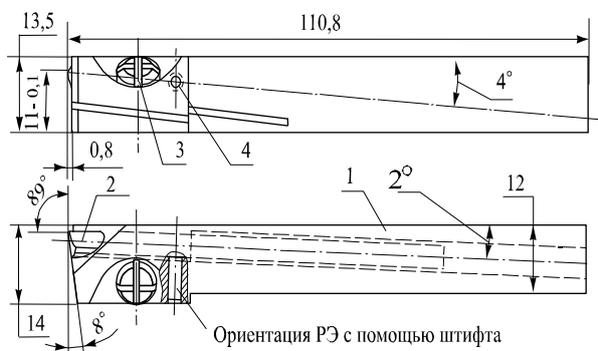


Рисунок 3. Резец унифицированный наружный (РУН) левый радиусной и отрезной (РУКО): РЭ составной Ø5 мм

Рисунок 3а. Резец унифицированный канавочный режущий элемент (РЭ) стержневой Ø5 мм с канавкой из твёрдого сплава Т15К6 (или любого ИМ).

При работе на низкой скорости резания ($V = 30 \dots 40$ м/мин) образуется нарост. Срывы нароста хорошо просматриваются на микрошлифе продольного сечения стружки [7,14].

Срывы нароста на прирезцовую сторону стружки происходят через (1,5÷2,2) мс (450–600 раз в секунду и являются причиной возбуждения автоколебаний). При повышении V от 30 до 60 м/мин, наблюдается повышение средней температуры контакта Θ от 400 до 600°C и исчезновение нароста. При работе на $V = 60$ м/мин кривая $h_{O3} = f(V)$ имеет горизонтальные участки, что является следствием дискретного характера износа с периодическим отделением и переносом отдельных частиц твёрдого сплава (т/с) [7,14]. При $V \leq 60$ м/мин за счёт уменьшения фактического переднего угла γ (в связи с постепенным исчезновением нароста) увеличивается усадка стружки, повышаются микротвёрдость H_4 основного сечения стружки и сила резания P_z (см. рис 4).

Микротвёрдость H_3 прирезцового слоя, характеризующая вторичную деформацию стружки на передней поверхности РК и являющаяся результатом тормозящего действия силы трения стружки о переднюю поверхность, при этом снижается, что связано с уменьшением ширины контакта стружки и коэффициенты внешнего трения по передней поверхности [14]. Несмотря на увеличение S , P_z , H_4 и постоянство отношения твёрдостей H_1/H_2 поверхностей контакта ОМ и ИМ [7] при переходе от $V = 30$ м/мин к $V = 60$ м/мин наблюдается снижение интенсивности износа УРИ. Это может быть объяснено снижением коэффициентов трения на поверхностях УРИ, исчезновением нароста и уменьшением адгезионных явлений на поверхностях контакта. Подтверждением служат данные об уменьшении ширины с контактом стружки с передней поверхностью РК, а также вторичной пластической деформации прирезцового слоя стружкой S_1 .

Таким образом, исчезновение нароста вследствие повышения V и Θ резания снижает интенсивность износа РИ – h_{O3} , а не наоборот, как считают некоторые исследователи, говоря о «защитной» роли нароста [7,14].

При повышении V в диапазоне 60÷230 м/мин средняя температура контакта повышается от 600 до $\Theta_0 = 1000^\circ\text{C}$. Такое повышение V и Θ приводит к уменьшению усадки стружки, сил резания и уширения прирезковой стороны стружки. Твёрдость основного сечения стружки и её прирезкового слоя при этом также снижается. Продолжает снижаться и ширина C контакта стружки с передней поверхности РК. Понижение характеристик ξ , ξ_b , c , c_1 , P_z , H_3 и H_4 свидетельствует об уменьшении коэффициентов трения на поверхностях РК, что способствует снижению интенсивности адгезионного износа h_{o3} .

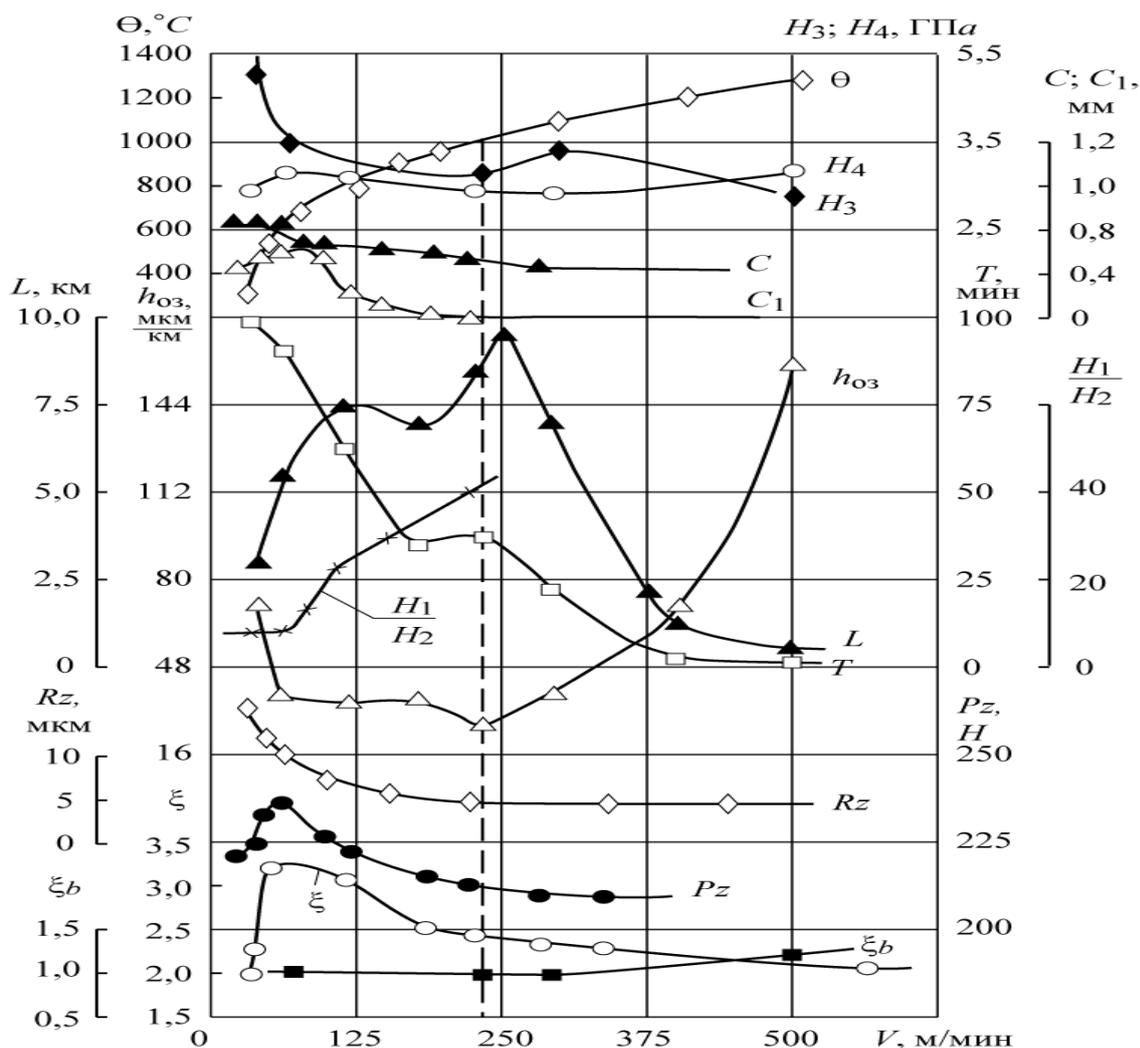


Рисунок 4. Влияние V на основные характеристики процесса резания при чистовом точении стали У8А резцом унифицированным наружным (РУН): РЭ стержневой $\varnothing 5$ мм с радиусной канавкой ($t = 0,5$ мм; $S = 0,14$ мм/об)

На величину h_{o3} также действует и резкое понижение отношения H_1/H_2 с повышением температуры Θ . Таким образом повышение V от 60 до 230 м/мин снижает h_{o3} и увеличивает длину пути резания L ; высота неровностей – шероховатость обработанной поверхности – снижается. Эта сопровождается уменьшением и амплитуды вибраций в системе [14-17].

В диапазоне $V = 230 \div 300$ м/мин усадка и уширение прирезцовой стороны стружки, силы резания, микротвёрдость основного сечения стружки H_3 , ширина застойной зоны и ширина C практически стабилизируются, а микротвёрдость прирезцовой стороны стружки H_3 повышается. Также возрастает Θ от 1000 до 1100°C и незначительно повышается интенсивность износа h_{03} (см. рис. 4).

Повышение Θ должно приводить к дальнейшему увеличению отношения H_1/H_2 . Следовательно, повышение h_{03} в данном случае не может быть отнесено за счёт усиления явлений адгезии. Основными причинами возрастания h_{03} являются интенсификация диффузии между материалами заготовки и УРИ, а также усиление разрушительного влияния окислительных процессов [7,14]. Дальнейшее повышение V от 300 до 500 м/мин приводит к значительному увеличению Θ (от 1110 до 1300°C). Теплота, возникающая в результате трения стружки о переднюю поверхность, при $V = 500$ м/мин концентрируется в прирезцовом слое, который вследствие этого переходит в пластическое состояние. Это приводит к повышению уширения прирезцовой стороны стружки ξ_B и снижению её микротвёрдости H_3 , в то время, как микротвёрдость H_4 основного сечения стружки повышается. Это свидетельствует о том, что рекристаллизационные процессы успевают произойти лишь в тонком прирезцовом слое стружки, тогда как основное её сечение этими процессами не охвачено [7,14,17,18].

Микротвёрдость по сечению стружки равномерная, т.к. является следствием постоянства деформаций и напряжений по сечению. Минимальная микротвёрдость $H_3 = f(V)$ при оптимальной $V_0 = 230$ м/мин является следствием того, что сила и коэффициент трения на передней поверхности при этом минимальны. Таким образом, при точении заготовок из стали У8А на оптимальной V_0 интенсивность износа РИ – h_{03} минимальна, а путь резания L – максимален и составляет 7126 м (при скорости резания $V_m = 250$ м/мин).

При достижении оптимальной скорости резания V_0 наступает стабилизация усадки стружки ξ , а также зависимость от неё фазового сдвига силы резания (запаздывание силы от деформации $\tau = -1 + 2,6\xi$) [10,13].

Также стабилизируется сила резания P_z и шероховатость обработанной поверхности R_z . Зависимости $\xi = f(V)$ и $P_z = f(V)$ максимальны при температуре $\Theta = 600^\circ\text{C}$. В интервале $V = 30 \div 230$ м/мин микротвёрдость основного сечения стружки H_4 изменяется идентично усадке стружки ξ . Микротвёрдость в прирезцовом слое стружки изменяется идентично коэффициенту трения стружки о переднюю поверхность резца при изменении скорости от 30 до 250 м/мин. При скорости $V = 500$ м/мин ($\Theta = 1300^\circ\text{C}$ в прирезцовом слое стружки) происходит рекристаллизация, и микротвёрдость H_3 этого слоя ниже микротвёрдости H_4 стружки в поперечном сечении (см. рис. 4).

На основании вышеизложенного можно заключить, что кроме традиционных методов снижения интенсивности автоколебаний за счёт увеличения жёсткости (особенно при растачивании) и демпфирующей способности технологической системы ЗИПС, существует весьма мощный и мобильный фактор, с помощью которого можно кардинально изменить амплитуду автоколебаний A (см. рис. 5: поперечное точение резцом унифицированным канавочным из сплава ВК8, рис.3а: $\gamma = 4^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, на режимах: $S = 0,15$ мм/об; $b = 2$ мм;). Этим фактором является **оптимальная скорость резания V_0** , соответствующая оптимальной температуре Θ_0 в зоне резания. Значения оптимальных Θ_0 , соответствующих наименьшей интенсивности износа УРИ, почти совпадают с температурами провала пластичности металлов [7,19]. Интенсивность износа УРИ при повышении S изменяется аналогично коэффициенту трения по задней поверхности РК. Оптимальным температурам резания Θ_0 соответствуют минимальные значе-

ния нормальных контактных напряжений на задней поверхности РК, максимальные глубины повторного резания, минимальные R_z обработанной поверхности (см. рис. 4 и 5). Так, $V_o=100$ м/мин для стали X15H5Д2Т; $V_o = 120$ м/мин для стали 12X18H9Т; $V_o=240$ м/мин для стали 45; $V_o= 60$ м/мин для ВТ9. Для всех ОМ на рис. 5 амплитуды колебаний находятся в оптимальном диапазоне ($A= 10...18$ мкм).

Повышение толщины срезаемого слоя $a = S \sin \varphi$ при сохранении постоянства Θ_0 приводит к снижению усадки стружки ξ , удельной работы стружкообразования Q_c , касательных напряжений q_F , q_F и среднего коэффициента трения μ по передней поверхности. Нормальное и касательное напряжения по задней поверхности в этом случае снижаются, а коэффициент трения по задней поверхности почти не изменяется. Такое влияние a на характеристики контактных процессов на поверхностях РК УРИ предопределяет и характер убывающей зависимости $h_{oz} = f(S)$, наблюдающейся при сохранении Θ_0 . Общая и размерная стойкость УРИ при повышении S при сохранении Θ_0 в большинстве случаев повышаются, т.к. наблюдаемое при повышении S снижение величин ξ , Q_c , q_F и μ резко облегчает условия резания. Работа на повышенных подачах при сохранении постоянства Θ_0 является важным резервом повышения производительности обработки, улучшения качества поверхностного слоя деталей и повышения стойкости УРИ.

Итак, мы подробно разобрали кинетику основных характеристик процесса резания при точении и раскрыли физический механизм падающей (убывающей кривой) силы резания от скорости резания после исчезновения нароста ($V > 60$ м/мин) для пары У8А – Т15К6 для режимов чистового резания РУН ($t = 0,5$ мм; $S = 0,14$ мм/об, (см. рис. 4).

Возникающие в процессе резания силы резания создаются главным образом за счёт пластической деформации срезаемого слоя материала заготовки и преодоления сил трения на рабочих поверхностях УРИ [7,16,18], причём силы трения напрямую зависят от сил пластического деформирования. Механическая энергия, затраченная на срезание стружки, преобразуется в тепловую энергию, которая приводит к нагреву зоны резания. Температура в зоне контакта резца и заготовки при тяжёлых условиях обработки может достигать 1000–1100° и более. При таком значительном повышении температуры в материале заготовки происходят структурные превращения и, как следствие, изменяются механические свойства ОМ: модуль упругости, предел текучести и предел прочности. Таким образом, механические и тепловые процессы, происходящие при резании, оказываются неразрывно связанными между собой и зависящими один от другого.

На рис. 6 представлен график зависимости некоторых механических характеристик низкоуглеродистой стали от температуры Θ [19]. Здесь E – модуль упругости, σ_B – предел прочности, σ_T – предел текучести, σ_P – предел пропорциональности. Из рис. 6 видно, что все характеристики имеют участки с ярко выраженной падающей зависимостью от Θ . Подобного рода зависимости характерны практически для всех ОМ резанием. Сила резания непосредственно зависит от механических характеристик и в первом приближении прямо пропорциональна пределу прочности ОМ [14,17-19]. Следовательно, сила резания так же имеет участки с падающей зависимостью от температуры.

Рассмотрение связей между тепловыми и механическими процессами при резании позволяет выдвинуть гипотезу о термомеханической природе автоколебаний при лезвийной обработке. Именно учёт уменьшения силы резания с ростом температуры позволяет вскрыть взаимосвязи, возникающие в процессе резания, и превращает систему «резец – заготовка» в систему с отрицательной диссипацией, т.е. автоколебательную. Физический механизм термомеханических автоколебаний действует следующим

образом. Любое случайное воздействие выводит систему «резец – заготовка» из равновесия и приводит к возникновению собственных колебаний технологической системы, вследствие которых изменяется скорость резания, а, следовательно, и работа силы резания, уровень тепловыделения и температура Θ в зоне контакта резца с заготовкой. Изменение температуры, влияя на механические характеристики ОМ, приводит к изменению силы резания. **Цикл замкнулся.** При определённых условиях за время цикла может произойти возрастание интенсивности колебаний, т. е. возбуждение автоколебаний с амплитудой A . Таким образом, **данная модель имеет все признаки автоколебательной системы** [20].

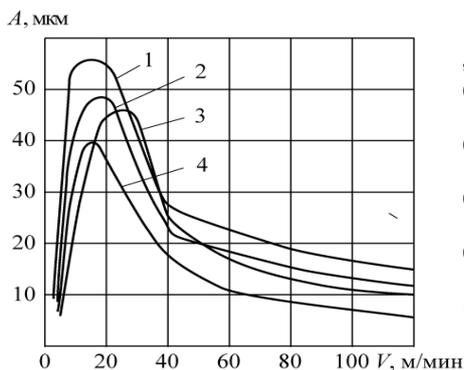


Рисунок 5. Зависимость амплитуды A от V : 1 - Сталь X15H5D2T; 2- Сталь 12X18H9T; 3 - Сталь 45; 4 - титановый сплав BT9

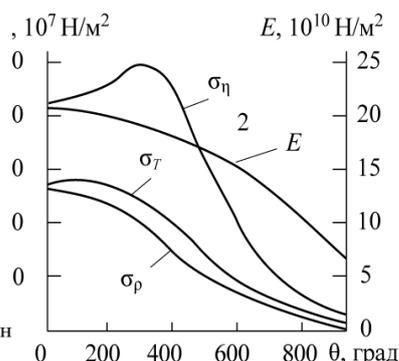


Рисунок 6. Зависимость механических свойств от Θ .

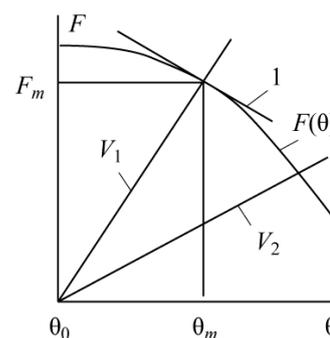


Рисунок 7. Графическое уравнения (10).

Рассмотрим динамическую модель упругой системы станка, представленную на рис. 1, в которой сила резания $F=F(\Theta)$ является известной монотонно убывающей функцией от температуры Θ в зоне резания. Уравнение колебаний резца принимает вид

$$m\ddot{u} + b\dot{u} + cu = F(\Theta). \tag{7}$$

Для расчёта температуры в зоне резания запишем уравнение энергетического баланса, связывающее изменение температуры в зоне резания с механической энергией, превращаемой в тепловую, и теплом, отдаваемым в окружающую среду

$$CM\dot{\Theta} + H(\Theta - \Theta_C) = F(\Theta) (v - \dot{u}), \tag{8}$$

где: Θ_C – температура окружающей среды; M – нагреваемая масса; C – удельная теплоёмкость; H – коэффициент теплоотдачи.

Система уравнений (7), (8) имеет частное решение, соответствующее установившемуся равновесному состоянию $\dot{u} = 0, \dot{\Theta} = 0$. Из уравнения (7) находим положение резца в равновесном состоянии

$$u_m = F_m/c, \tag{9}$$

где: $F_m = F(\Theta_m)$, а установившаяся температура Θ_m находится решением получаемого из (8) уравнения

$$F(\Theta) = (\Theta - \Theta_m)H/V \tag{10}$$

Пример графического решения уравнения (10) показан на рис. 7. Установившиеся значения температуры Θ_m и силы F_m резания определяются координатами точки пересечения кривой $F = F(\Theta)$ и прямой, определяемой правой частью уравнения (10) при заданном значении скорости резания v . Легко заметить, что при возрастании скорости резания (например, $V_2 > V_1$) температура в зоне резания растёт, а сила резания уменьшается. Таким образом, если построить зависимость силы резания от скорости, получим падающую характеристику силы резания, параметры которой в установившемся режиме зависят только от коэффициента H теплоотдачи.

Перейдём к оценке устойчивости найденного равновесного состояния. С этой целью введём новые координаты $x = u - u_m$ и $\vartheta = \Theta - \Theta_m$, описывающие малые отклонения координаты и температуры от полученных стационарных значений и проведём линеаризацию зависимости силы резания от температуры в окрестности этих значений

$$F(\Theta) = F(\Theta_m) + \chi(\Theta - \Theta_m) = F_m + \chi\vartheta,$$

где $\chi = \left. \frac{dF(\Theta)}{d\Theta} \right|_{\Theta=\Theta_m}$

Линеаризованная характеристика показана на рис. 7 прямой линией 2, касательной к кривой $F = F(\Theta)$ в точке с координатами Θ_m, F_m . В результате из уравнений (7) (8) с учётом равенств (9), (10), ограничиваясь величинами первого порядка малости, получим уравнения, описывающие малые колебания относительно положения равновесия

$$mx' + bx' + cx = \chi\vartheta, \quad CM\vartheta' + (H - v\vartheta) = -cu_mx'. \tag{11}$$

Из первого уравнения (11) находим:

$$\Theta = -\frac{1}{\chi} (mx' + bx' + cx), \quad \dot{\Theta} = -\frac{1}{\chi} (mx'' + bx'' + c'),$$

После подстановки этих величин во второе уравнение (11) получим следующее уравнение относительно x :

$$x''' + (2\pi + h - Gv)x'' + [\omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m]x' + (h - Gv)\omega_0^2 x = 0 \tag{12}$$

где $2n - \frac{b}{m}, \omega_0^2 = \frac{c}{m}, h = \frac{H}{CM}, G = \frac{\chi}{CM}$.

Запишем характеристическое уравнение

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0, \tag{13}$$

где $a_0 = 1, a_1 = 2n + h - Gv; a_2 = \omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m, a_3 = (h - Gv)\omega_0^2$.

Согласно критериям Рауса-Гурвица для устойчивости системы, описываемой уравнением третьего порядка [20], кроме положительности коэффициентов характеристического уравнения (13) требуется выполнение условия $a_1 a_2 > a_0 a_3$, которое с учётом принятых обозначений принимает вид

$$(2n + h - Gv)[\omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m] > (h - Gv)\omega_0^2 \tag{14}$$

Прежде всего, нас интересует случай падающей характеристики силы резания (рис. 6), при котором производная $\chi < 0$ и, согласно принятым в (12) обозначениям, $G < 0$. В этом случае в уравнении (13) коэффициенты $a_1 > 0, a_3 > 0$, и для обеспечения устойчивости помимо условия (14) необходимо потребовать выполнения неравенства $a_2 > 0$. Легко показать, что это неравенство слабее условия (14). Действительно, если положить $a_2 = 0$, то левая часть неравенства (14) обращается в нуль и, следовательно, нера-

венство нарушается, т. е. имеет место потеря устойчивости и возбуждение автоколебаний. Таким образом, для оценки устойчивости и построения границы потери устойчивости достаточно использование неравенства (14). При отсутствии диссипации в колебательной системе, т.е. при $n = 0$, неравенство (14) нарушается и автоколебания возбуждаются при любом значении $G < 0$ (или $\chi < 0$). Аналогичное явление происходит и в системе с падающей характеристикой сухого трения (резание без СОЖ, твёрдое точение: обработка закалённых сталей).

3. Выводы и рекомендации.

Разработанная модель даёт наглядное качественное описание и понимание явления возбуждения термомеханических автоколебаний при лезвийной обработке. Рассмотренная модель построена при определённых предположениях. Предполагается, что нагрев при резании происходит равномерно в некотором объёме, обладающем массой M , а передача тепла в среду происходит через границу резкого перепада температур. Из исследований температурных процессов, сопровождающих резание металлов, известно, что зона наивысших температур действительно располагается в достаточно узкой окрестности контакта резца и заготовки, а изменение температур при отводе тепла в среду происходит с достаточно высоким градиентом. *Аналитическое решение уточнённой модели этого процесса едва ли возможно.* Поэтому для описания этого процесса и уточнения выяснения условий возникновения термомеханических колебаний в реальной системе необходимо формирование численной модели, учитывающей реальные условия контакта режущего инструмента и заготовки, характер теплоотвода в заготовку, резец и стружку [17,21,22].

Подобные исследования позволяют выявить неустойчивые режимы обработки ЛУРИ (любым лезвийным инструментом) для выбора РОР и оптимальных параметров процесса, обеспечивающих требуемое качество высокотехнологичных изделий и повышение производительности обработки на металлорежущих станках [15-18].

Технический отечественный прорыв в следующий технологический уклад возможен только посредством широкого использования типажей качественного ресурсосберегающего инструмента XXI века - УРИ (патенты РФ) в совокупности с первичной подсистемой многоуровневой базовой технологии (МБТ) машиностроения – отечественной разработкой, позволяющей осуществлять групповую технологию и поднять качество обработки, производительность и эффективность опытного, серийного многономенклатурного и массового производства [5-7,21,22].

ЛИТЕРАТУРА:

1. Дроздов, Н. А. К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке / Н. А. Дроздов / Станки и инструмент. – 1937. – № 12. – С. 5–9.
2. Каширин, А. И. Исследование вибраций при резании металлов. – М.: АН СССР, 1944 – 282 с.
3. Эльясберг, М. Е. Об устойчивости процесса резания / М. Е. Эльясберг // Изв. АН СССР. ОТН, 1958. – № 9.
4. Эльясберг, М. Е. Автоколебания металлорежущих станков: Теория и практика / М. Е. Эльясберг. – СПб.: ОКБ станкостроения, 1993. – 180 с.
5. Патент РФ №2226453 Многократно перетачиваемый резец / Ракунов Ю. П., Хрульков В. А., Золотова Н. А., Тихонов Н. А. – Бюл. № 10, 2004.
6. Ракунов, Ю. П. Управление качеством токарной обработки высокоточных деталей машин. / Ю. П. Ракунов // Наукоёмкие технологии в машиностроении. – № 2. – 2013. – С. 36-48.

7. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. М: Машиностроение, 1976. – 278 с.
8. Бурмистров, Е. В. Басыров М.Н., Гиниятуллин Р.Р. Фазовая характеристика силы резания и её роль в возникновении и развитии автоколебаний при точении нежёстких деталей двигателей летательных аппаратов / Бурмистров Е.В., Басыров М.Н., Гиниятуллин Р. Р. // Вестник СГАУ. – 2008. – №3. – С. 36-43.
9. Зверев, Н. А. Виброустойчивость при растачивании отверстий в деталях из жаропрочных сталей / Зверев Н. А., Чжо У, Стебулянин М. М. // Вестник МГТУ «Станкин» – № 4(47). – 2018. – С. 30-36.
10. Авдонин Г.Т. Исследование технологических особенностей чистового точения при наличии автоколебаний. Дисс. к. т. н. - Куйбышев, 1983. -219 с.
11. Асташов, В. К. Термомеханическая модель возникновения автоколебаний при резании / Асташов В. К., Корендясев Г. К. // Проблемы машиностроения и надёжности машин. – 2012. – № 3. – С. 12-18.
12. Кудинов, В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение. 1967. – 360 с.
13. Жарков, И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, 1987. – 184 с.
14. Грановский, Г. И. Резание металлов / Грановский Г. И., Грановский В. Г. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
15. Ракунов, Ю. П. Разработка САПР оптимальных групповых процессов токарной обработки на станках с ЧПУ / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В. // Справочник. Инженерный журнал, приложение. – № 7. – 2015. – С. 1-29.
16. Ракунов, Ю. П. Номограммы выбора подач и скоростей резания исходя из требуемой шероховатости обработки и износа унифицированных резцов / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. // Междунар. науч. журнал «Школа Науки». – № 11(22), Сентябрь. – 2019. – С. 7-12.
17. Андреев, В. Н. Инструмент для высокопроизводительного и экологически чистого резания / Андреев В. Н., Боровский Г. В., Боровский В. Г., Григорьев С. Н. // Серия «Библиотека инструментальщика». – М.: Машиностроение, 2010. 480 с.
18. Ракунов, Ю. П. Роль скорости резания и радиуса округления режущего клина в эффективности тонкой механической обработки труднообрабатываемых материалов / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. // Журнал «Станкоинструмент». – № 1, 2. – 2020. – С. 66-72.
19. Соппротивление материалов: Учеб. для вузов / А. В. Александров, В. Д. Потапов, Б. П. Державин: Под ред. А.В. Александрова. – М.: Высшая школа, 2007. – 560 с.
20. Первозванский, А. А. Курс теории автоматического управления. М.: Наука, 1986. – 616 с.
21. Ракунов, Ю. П. Первичная подсистема многоуровневой базовой технологии / Ю. П. Ракунов // Научно-технические технологии в машиностроении. – № 3, 2012. – С. 23-31.
22. Ракунов, Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. Критерии обрабатываемости труднообрабатываемых материалов, оптимизация инструмента и режимов резания в прецизионном групповом производстве / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. // «Станкоинструмент». – № 4. – 2021. – С. 62-72.

Поступила в редколлегию 24.03.2022 г.

УДК 621.838.222

М. П. Шишкарев, д-р техн. наук, доцент

Донской государственной технической университет, РФ

Тел.: 8(908)193-33-93; E-mail: shishkarev_m_p@mail.ru

РАЗРАБОТКА АДАПТИВНОЙ ФРИКЦИОННОЙ МУФТЫ С КОМБИНИРОВАННОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ

В статье приведены результаты исследования модернизированных вариантов адаптивной фрикционной муфты второго поколения. Показано, что с увеличением отношения максимального значения коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы к максимальному значению коэффициента трения между ведущими парами трения основной фрикционной группы уменьшается точность срабатывания модернизированной адаптивной фрикционной муфты второго поколения, если указанное отношение меньше единицы. Установлено, что с увеличением указанного отношения повышается точность срабатывания муфты, если это отношение больше единицы.

Ключевые слова: Адаптивная фрикционная муфта, второе поколение, базовый вариант, модернизация, точность срабатывания, коэффициент трения.

M. P. Shishkarev

MODIFICATION OF THE ADAPTIVE SECOND-GENERATION FRICTION CLUTCH

The article presents the results of a study of modernized variants of the adaptive friction clutch of the second generation. It is shown that with an increase in the ratio of the maximum value of the coefficient of friction in the friction pair of the additional friction group to the maximum value of the coefficient of friction between the leading friction pairs of the main friction group, the accuracy of the operation of the upgraded adaptive friction clutch of the second generation decreases if the specified ratio is less than one. It is established that with an increase in the specified ratio, the accuracy of the coupling operation increases if this ratio is greater than one.

Keywords: Adaptive friction clutch, second generation, basic version, modernization, actuation accuracy, coefficient of friction.

1. Введение

В работах [1, 2, 3, 4] приведены результаты исследований адаптивной фрикционной муфты (АФМ) второго поколения (базовый вариант), показано, что задача повышения точности ее срабатывания в рамках принятой конструктивно-компоновочной схемы решения не имеет.

Цель исследования. Оценка влияния на точность срабатывания муфты отношения максимального значения коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы к максимальному значению коэффициента трения между ведущими парами трения основной фрикционной группы.

Задачи исследования. 1. Исследование влияния отношения максимального коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы к максимальному коэффициенту трения между ведущими парами трения основной фрикционной группы. 2. Изучение влияния максимального значения коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы на предельное значение коэффициента усиления обратной связи.

2. Основное содержание и результаты работы

Исследуем точность срабатывания АФМ, для чего используем предельные значения коэффициента трения. Согласно поставленному условию первого варианта муфты имеем:

$$\begin{aligned} f_{\max 1} &= m f_{\max}, \\ f_{\max 2} &= n f_{\max}, \end{aligned} \quad (1)$$

где $f_{\max 1}$ и $f_{\max 2}$ – соответственно максимальный коэффициент трения между ведомыми па-

рами основной фрикционной группы и максимальный коэффициент трения в паре дополнительной фрикционной группы; m и n – коэффициенты: $m \neq 1$ и $n \neq 1$; f_{\max} – максимальное значение коэффициента трения, которое он может принимать в процессе эксплуатации АФМ.

Для сочетаний материалов пар трения, применяемых в предохранительных фрикционных муфтах, в том числе в АФМ, минимальный коэффициент трения изменяется в зависимости от влияния различных факторов гораздо в меньшей степени, чем максимальный коэффициент трения [5]. В связи с этим с целью упрощения решения задачи в дальнейшем будем считать, что минимальный коэффициент трения всех пар АФМ одинаков и равен f_{\min} .

С учетом изложенного запишем выражение для определения значения коэффициента точности АФМ [6, 7, 8], для чего используем полученное в работе [9] соотношение:

$$K_T = \frac{f_{\max} [1 + z_1 m - n(Cf_{\max} - 1)] (1 + z_1 Cf_{\min})}{f_{\min} (2 + z_1 - Cf_{\min}) (1 + z_1 Cmf_{\max})}. \quad (2)$$

В выражении (2) учтено обстоятельство, что минимальные значения коэффициентов трения всех пар АФМ одинаковы, поэтому в данном случае коэффициенты m и n равны единице.

Для того чтобы исследуемый вариант АФМ обладал наибольшей точностью срабатывания, при максимальной величине коэффициента трения распорная сила УУ $F_{p,\max}$ должна быть равна силе натяжения пружины, замыкающей пары трения. Согласно соотношению, полученному в работе [10], значение распорной силы УУ зависит не только от значения коэффициента усиления (КУ), но и, в соответствии с представлением текущих коэффициентов трения в парах основной и дополнительной фрикционных групп, от коэффициентов m и n .

Для максимальных значений коэффициента трения между парами всех фрикционных групп заменим в формуле

$$F_{pi} = F_n C \frac{z_1 f_{i1} + f_{i2}}{1 + z_1 C f_{i1}},$$

полученной в работе [11], параметры соответственно на $f_{\max 1}$ и $f_{\max 2}$, и используем представление (1) в равенстве $F_{p,\max} = F_n$. Решая это равенство относительно неизвестного C , находим:

$$C = \frac{1}{n f_{\max}}. \quad (3)$$

Выше приняты следующие обозначения: z_1 – число пар трения дополнительной фрикционной группы; C – КУ обратной связи; f_{\min} – минимальный коэффициент трения; f_{i1} , f_{i2} – соответственно текущие коэффициенты трения в парах основной и дополнительной фрикционных групп.

Из соотношения (3) следует, что предельное значение КУ обратной связи зависит не

только от максимального значения коэффициента трения, но и от величины коэффициента n . С учетом представления (11) это означает, что предельное значение КУ обратно пропорционально максимальному коэффициенту трения в паре дополнительной фрикционной группы.

С учетом соотношения (3) выражение (2) принимает следующий вид:

$$K_{\tau} = \frac{f_{\max}(nf_{\max} + z_1 f_{\min})}{f_{\min}[(2 + z_1)nf_{\max} - f_{\min}]} \quad (4)$$

Проведенными исследованиями установлено, что точность срабатывания АФМ первого поколения увеличивается о мере роста значения КУ. Данное утверждение справедливо и в отношении базового варианта АФМ второго поколения: увеличение КУ в пределах, ограниченных условием $C \leq 1/f_{\max}$, приводит к повышению ее точности срабатывания.

На основании этого в формуле (3) должно быть принято $n < 1$. Это означает, что максимальный коэффициент трения пары трения основной фрикционной группы будет меньше, чем максимальный коэффициент трения пары дополнительной фрикционной группы, если необходимо получить большее значение C .

График функции (4) приведен на рис. 1 (кривая 1). Исходные данные, принятые при построении графика: $f_{\max} = 0,8$, $z_1 = 2$, $f_{\min} = 0,1$.

Анализ графика показывает следующее:

- АФМ практически малочувствительна, с точки зрения точности срабатывания, к изменению максимального значения коэффициента трения между ведомыми парами трения основной фрикционной группы;
- точность срабатывания исследуемого варианта АФМ второго поколения уменьшается при увеличении коэффициента n . Это означает, что максимальное значение коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы, в отличие от коэффициента m , существенно влияет на точность срабатывания АФМ;
- при всех значениях коэффициента $n < 1$, точность срабатывания исследуемого варианта АФМ выше, чем при $n > 1$, точность срабатывания базового варианта АФМ второго поколения (рис. 2, кривая 1 и прямая 2, отражающая точностную характеристику базового варианта АФМ второго поколения), которая построена по зависимости (12) при $m = n = 1$ и тех же исходных данных, принятых при построении кривой 1.

Для объяснения факта повышения точности срабатывания исследуемой АФМ по сравнению с ее базовым вариантом и влияния значения коэффициента n на точность срабатывания подставим в правую часть соотношения для F_{pi} (см. выше) правую часть выражения (3) и, используя представления (1), получаем:

$$F_{p.i} = \frac{F_n}{nf_{\max}} \times \frac{z_1 m f_i + n f_i}{1 + z_1 m f_i / (n f_{\max})}$$

На основе полученного выражения находим зависимость распорной силы при минимальном значении коэффициента трения:

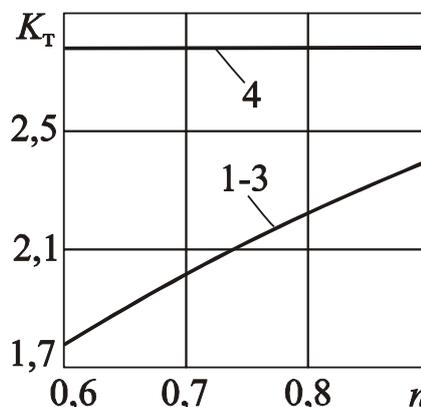


Рисунок 1. Зависимости коэффициента точности от коэффициента n

$$F_{p.min} = F_{\pi} \frac{(z_1 + 1)f_{min}}{nf_{max} + z_1 f_{min}}. \quad (5)$$

При максимальном значении коэффициента трения и выполнении условия (3) распорная сила равна силе натяжения замыкающей пружины. Вращающий момент АФМ в данном случае равен моменту T_{3max} и, согласно ранее найденному соотношению, равен:

$$T_{3max} = F_{\pi} R_{cp} n f_{max}. \quad (6)$$

Распорная сила базового варианта АФМ равна, с учетом соотношения (5) и при $n=1$:

$$F'_{pmin} = F_{\pi} \frac{(z_1 + 1)f_{min}}{f_{max} + z_1 f_{min}}. \quad (7)$$

Сопоставление правых частей соотношений (5) и (7) показывает, что $F_{pmin} > F'_{pmin}$, следовательно, значение вращающего момента исследуемой АФМ при минимальном значении коэффициента трения больше, чем у базового варианта АФМ второго поколения.

Согласно ранее найденному соотношению, максимальное значение вращающего момента базового варианта АФМ второго поколения вычисляется по формуле:

$$T'_{3max} = F_{\pi} R_{cp} f_{max}. \quad (8)$$

Сопоставляя соотношения (6) и (8), видим, что при $n < 1$ выполняется следующее неравенство

$$T_{3max} < T'_{3max}.$$

В приведенных формулах использованы следующие обозначения: T_{3max} – максимальный момент сил трения дополнительной фрикционной группы; T'_{3max} – максимальный вращающий момент базового варианта АФМ второго поколения.

После подстановки правой части соотношения (5) в выражения для вращающих моментов ведущей и ведомых пар трения основной фрикционной группы получаем:

$$T_{\pi min} = F_{\pi} R_{cp} f_{min} \frac{(z_1 + 2)n f_{max} - f_{min}}{n f_{max} + z_1 f_{min}}. \quad (9)$$

Для базового варианта АФМ второго поколения ($n=1$) запишем, используя соотношение (9):

$$T'_{\pi min} = F_{\pi} R_{cp} f_{min} \frac{(z_1 + 2)f_{max} - f_{min}}{f_{max} + z_1 f_{min}}. \quad (10)$$

Исследуем изменение разностей вращающих моментов $T_{\pi min}$ и $T'_{\pi min}$, T_{3max} и T'_{3max} , используя для этого соответственно выражения (9) и (10), (6) и (8).

Для разности вращающих моментов $T'_{\pi min} - T_{\pi min}$ получаем:

$$T'_{\pi min} - T_{\pi min} = \frac{F_{\pi} R_{cp} f_{min}^2 f_{max} (1-n)[z_1(z_1 + 2) + 1]}{(n f_{max} + z_1 f_{min})(f_{max} + z_1 f_{min})}. \quad (11)$$

Для разности вращающих моментов $T'_{3max} - T_{3max}$ находим:

$$T'_{3max} - T_{3max} = F_{\pi} R_{cp} f_{max} (1-n). \quad (12)$$

Разность между правыми частями соотношений (11) и (12) равна:

$$\Delta T = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\text{max}} (1-n) \frac{(nf_{\text{max}} + z_1 f_{\text{min}})(f_{\text{max}} + z_1 f_{\text{min}}) - f_{\text{min}}^2 [1 + z_1(z_1 + 2)]}{(nf_{\text{max}} + z_1 f_{\text{min}})(f_{\text{max}} + z_1 f_{\text{min}})} \quad (13)$$

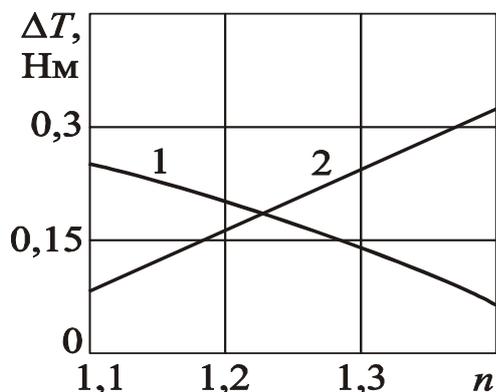


Рисунок 2. Зависимости $\Delta T(n)$

В рассматриваемом случае $n < 1$, поэтому знак разности ΔT (положительный или отрицательный) зависит от знака числителя в соотношении (13). График функции $\Delta T(n)$ без учета постоянных членов $F_{\text{п}}$, $R_{\text{ср}}$ и f_{max} , построенный на основе соотношения (13), показан на рис. 2 (кривая 1). График построен по тем же исходным данным, что и графики на рис. 1.

График показывает, что упомянутая функция убывающая, однако, в пределах значений коэффициента n , принятых при построении графика, положительная. Это свидетельствует о том, что при каждом значении коэффициента n уменьше-

ние вращающего момента $T_{3\text{max}}$ больше, чем уменьшение вращающего момента $T_{\text{пmin}}$. Этим объясняется более высокая точность срабатывания и исследуемой АФМ.

Вследствие убывающего характера функции (3) разность вращающих моментов ΔT уменьшается при увеличении коэффициента n , что влияет на значение коэффициента точности АФМ (рис. 1, кривые 1–3).

Вариант 2. В соответствии с поставленным условием $m < 1$, $n < 1$. Для исследования точности срабатывания АФМ справедливо соотношение (4), поэтому используем его для построения графика функции. График показан на рис. 3 и построен при принятых ранее исходных данных.

Анализ графика показывает следующее:

- с увеличением коэффициента n точность срабатывания исследуемой АФМ повышается, о чем свидетельствует уменьшение значения $K_{\text{т}}$;

- в целом точность срабатывания АФМ при $n > 1$ выше, чем при $n < 1$ (рис. 1, кривые 1–3);

- точность срабатывания исследуемой АФМ при $n > 1$ выше, чем при $n = 1$ (рис. 1, прямая 4).

Для объяснения более высокой точности срабатывания исследуемой АФМ по сравнению с базовым вариантом АФМ второго поколения воспользуемся примененным выше приемом.

В данном случае, учитывая, что $n > 1$, справедливы следующие неравенства:

$$T_{\text{пmin}} > T'_{\text{пmin}},$$

$$T_{3\text{max}} > T'_{3\text{max}}.$$

Таким образом, в рассматриваемом варианте АФМ:

- вращающий момент муфты при минимальном значении коэффициента трения больше, чем вращающий момент базового варианта АФМ;

- вращающий момент муфты при максимальном значении коэффициента трения больше, чем вращающий момент базового варианта АФМ.

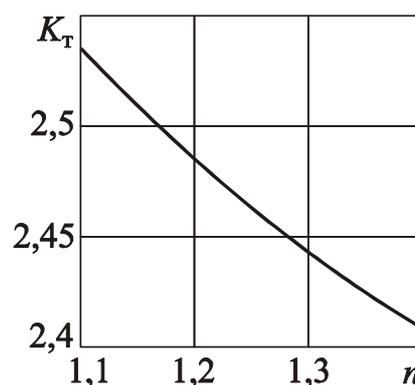


Рисунок 3. Зависимость коэффициента точности АФМ от коэффициента n

Указанные обстоятельства объясняются тем, что в исследуемом варианте АФМ при $n > 1$ значение КУ обратной связи, согласно соотношению (3), меньше, чем при $n < 1$.

В соответствии с изложенным выше запишем:

$$T_{n\min} - T'_{n\min} = \frac{F_n R_{cp} f_{\min}^2 f_{\max} (n-1) [z_1(z_1 + 2) + 1]}{(n f_{\max} + z_1 f_{\min})(f_{\max} + z_1 f_{\min})}, \quad (14)$$

$$T_{3\max} - T'_{3\max} = F_n R_{cp} f_{\max} (n-1). \quad (15)$$

Аналогично соотношению (13) запишем, учитывая выражения (14) и (15):

$$\Delta T' = F_n R_{cp} f_{\max} (n-1) \frac{(n f_{\max} + z_1 f_{\min})(f_{\max} + z_1 f_{\min}) - f_{\min}^2 [1 + z_1(z_1 + 2)]}{(n f_{\max} + z_1 f_{\min})(f_{\max} + z_1 f_{\min})}. \quad (16)$$

График функции $\Delta T'(n)$, построенный по соотношению (16), показан на рис. 2 (прямая 2). График построен по тем же исходным данным, что и кривая 1. При построении прямой 2 принято то же условие, что и при построении кривой 1 (см. выше).

График показывает следующее:

- функция (16) возрастает по аргументу n ;
- увеличение разности значений вращающих моментов при возрастании коэффициента n служит объяснением повышения точности срабатывания исследуемой АФМ.

Вариант 3. В соответствии с данным вариантом имеем $n = m < 1$. Поскольку, как показано выше (см. соотношение (3)), значение КУ обратной связи АФМ зависит только от одного из указанных коэффициентов – n , данный вариант идентичен по поставленному условию, а также с точки зрения исследования точности срабатывания АФМ, первому варианту (см. выше). В соответствии с этим показатели точности АФМ полностью соответствуют данному варианту ее выполнения, и дополнительное исследование не требуется.

Обсуждение и результаты. Результаты исследования показали, что на предельное значение КУ обратной связи и, следовательно, на точность срабатывания АФМ влияет только максимальное значение коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы.

Результаты исследования могут быть использованы при проектировании и расчетах АФМ второго поколения (базовый вариант) для определения оптимальных триботехнических характеристик пар трения с целью получения наиболее высокой нагрузочной способности и точности срабатывания.

3. Заключение

1. На предельное значение КУ обратной связи АФМ влияет только максимальное значение коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы.

2. С увеличением отношения максимального значения коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы к максимальному значению коэффициента трения между ведущими парами трения основной фрикционной группы уменьшается точность срабатывания АФМ, если указанное отношение меньше едини-

цы.

3. С увеличением указанного в п. 2 отношения повышается точность срабатывания АФМ, если это отношение больше единицы.

4. Точность срабатывания АФМ выше при значении указанного в п. 2 отношения, меньшем единицы.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Шишкарев, М. П. Эксплуатационные характеристики адаптивной фрикционной муфты второго поколения с раздельным силовым замыканием / Шишкарев М. П., Лущик А. А // Тракторы и сельхозмашины. – 2013. – № 3. – С. 28–31.

2. Шишкарев, М. П. Точность срабатывания адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием / Шишкарев М. П., Угленко А. Ю. // Вестник ДГТУ. – 2014. – Т. 14. № 1 (76). – С. 200–203.

3. Шишкарев, М. П. Анализ точности срабатывания адаптивной фрикционной муфты второго поколения / Шишкарев М. П., Чан Ван Дык // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2016. – № 5. – С. 33–38.

4. Шишкарев, М. П. Анализ точности срабатывания вариантов адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием / Шишкарев М.П., Угленко А. Ю. // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2015. – № 3. – С. 36–41.

5. Шишкарев, М. П. Оптимизация коэффициента усиления адаптивных фрикционных муфт первого поколения с дифференцированными парами трения / Шишкарев М. П. // Тракторы и сельхозмашины. – 2010. – № 4. – С. 36–39.

6. Шишкарев, М. П. Оптимизация компоновочного решения базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения / Шишкарев М. П // Вестник машиностроения. – 2006. – № 6. – С. 7–10.

7. Шишкарев, М. П. Аналитическое обоснование оптимального способа настройки предохранительных фрикционных муфт / Шишкарев М. П // Вестник машиностроения. – 2009. – № 9. – С. 3–6.

8. Шишкарев, М. П. Исследование эксплуатационных характеристик адаптивной фрикционной муфты второго поколения / Шишкарев М.П., Угленко А. Ю. // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2013. – № 4. – С. 21–26.

9. Шишкарев, М. П. Исследование вариантов адаптивных фрикционных муфт второго поколения / Шишкарев М. П., Чан Ван Дык // Тракторы и сельхозмашины. – 2014. – № 9. – С. 42–45.

10. Шишкарев, М. П. Модернизация адаптивной фрикционной муфты второго поколения / Шишкарев М.П., Угленко А. Ю // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2012. – № 10. – С. 3–6.

Поступила в редколлегию 21.03.2022 г.

УДК 621.793.71

F. I. Panteleenko, a member- correspondent. NAN B, Ph. D., Professor,
V. A. Okovity, Ph. D., **O. G. Devoino**, Ph. D., Professor, **A. S. Volodko**,
V. A. Sidorov, Ph. D., associate Professor, **V. V. Okovity**, **A. A. Litvinko**
Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus

Tel. / Fax:+375 17 293-95-99; *E-mail:* niil_svarka@bntu.by

V. M. Astashinsky, a member- correspondent. NAS B, D. Phys. - math. n., prof.
A. V. Lykov Institute of Heat and Mass Transfer of the National Academy of Sciences of
Belarus, Minsk, Belarus

Tel. / Fax: +375 17 284-24-91, *E-mail:* ast@hmti.ac.by

TECHNOLOGICAL PROPERTIES OF UNDERLAYERS BASED ON NICKEL M-CROLL IN THE FORMATION OF MULTILAYER COATINGS BY THE METHODS OF GAS THERMAL SPRAYING

The article considers the effect on technological characteristics (adhesion strength with the base, values of the stress intensity factor K_{Ic} , number of thermal cycles before failure) depending on the type of thermal spraying and subsequent heat treatment during the formation of multilayer coatings. To deposit underlayers there were used methods of air plasma spraying (APS), in air with argon protective jet (SAPS), vacuum plasma spraying (VPS), high-velocity open-flame spraying (HVOF). From the considered methods of NiCrAlY underlayers deposition for HSC better characteristics of destruction viscosity had those ones sprayed in the air (APS), adhesion strength between the coating and the substrate, heat resistance - vacuum plasma sprayed ones (VPS).

Keywords: sublayers based on nickel M-croll, formation of multilayer coatings, methods of thermal spraying, properties of the formed coatings

Ф. И. Пантелеенко, В. А. Оковитый, О. Г. Девойно, А. С. Володько, В. А. Сидоров, В. В. Оковитый, А. А. Литвинко, В. М. Асташинский,

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПОДСЛОЕВ НА ОСНОВЕ НИКЕЛЕВЫХ М-КРОЛЕЙ ПРИ ФОРМИРОВАНИИ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ МЕТОДАМИ ГАЗОВОГО ТЕРМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ

В статье рассмотрено влияние на технологические характеристики (прочность сцепления с основанием, значения коэффициента интенсивности напряжений K_{Ic} , количество термоциклов до разрушения) в зависимости от вида термического напыления и последующей термической обработки при формировании многослойных покрытий. Для нанесения подслоев применялись методы воздушно-плазменного напыления (APS), в воздухе с аргоновой защитной струей (SAPS), вакуумно-плазменного напыления (VPS), высокоскоростного напыления (HVOF). Из рассмотренных способов нанесения подслоев NiCrAlY для HSC лучшими характеристиками вязкости обладают способы напыления на воздухе (APS), прочности сцепления между покрытием и подложкой, термостойкости - вакуумно-плазменного напыления (VPS).

Ключевые слова: подслои на основе никелевых М-кролей, формирование многослойных покрытий, методы газотермического напыления, свойства сформированных покрытий

1. Introduction

Basic function of an underlayer in heat-shield coatings (HSC) is plastic relaxation of stresses in a coating originating due to uncoordinated volume changes in ceramic and metal materials when heating and cooling of a part. Taking into account that alloys plasticity drastically reduces due to their high-temperature oxidation and a ceramic layer is permeable for gases, an underlayer material should possess high heat-shield ability. In HSC for aircraft turbine engine parts reduction of under-layer plasticity due to oxidation is the main factor depending on time, which reduces serviceability of a coating. Moreover, formation of an oxide layer on the metal-ceramics boundary, which destruction viscosity is significantly lower, than

of PSZ, are an additional (if not the main) source of cracks formation in a coating [1-3]. Thus, the problem of adhesion underlayer formation for HSC is reduced to solution of two basic problems: provision of necessary flexibility of an underlayer within working temperature interval; provision of its heat-resistance. Complex solution of these problems is harder due to a number of circumstances. First, increase of heat-resistance of alloys based on nickel, cobalt and iron by increase of concentration of elements, forming protective films (aluminium, chromium, silicon) are inevitably accompanied with sharp reduction of alloy plasticity. Necessity of strong optimization of chemical and phase alloy composition and also technology of underlayer deposition is obvious. Second, optimization like that has no general solution [4]. Certain materials of a substrate and an outer ceramic layer, typical geometrical sizes of a part and a coating, requirements for service life and reliability of a part make special developments necessary for characteristic groups of parts or a single one [5,6]. In this paper the authors assessed technological possibilities of thermal spraying methods for formation of HSC metal underlayers, which are capable of effective work on piston-type parts of internal combustion engines.

2. Materials and equipment.

For our investigations we were using two types of heat-resistant steels that are used for production of piston-type parts: 40X10C2M (ЭИ-107) steel and 20X25H20C2 (ЭИ-283) steel. As an underlayer material we were using Ni-57% Cr-5% Al-0.5% powder (oxygen concentration - 0.05%). For deposition of an outer ceramic layer we were using ZrO₂-7% Y₂O₃ (ЦИ-7). For deposition of ceramics we were using air plasma deposition (APS). To deposit underlayers there were used methods of air plasma spraying (APS), in air with argon protective jet (SAPS), vacuum plasma spraying (VPS), high-velocity open-flame spraying (HVOF) Processes were carried out with the help of «Plasma-Technic AG» equipment. Argon-hydrogen mixtures were used as plasma-forming gases. During SAPS there were some special nozzles used [3] for better particles distribution in the jet, which suppressed sublimation processes and thermal dissociation of the material under spraying. Structure of the coatings was investigated with the help of optical metallography methods (optical microscopes «Polyvar» (Austria) and «Neophot-20 (Germany)). Thermal cyclization of samples with a coating was carried out according to the following scheme: heating up to 1170 K, holding for 15 minutes, cooling to the room temperature with compressed air. Adhesion strength between a coating and a substrate and stresses intensity coefficient were measured with «Instron» tearing machine with a special device, enabling to get increased precision of the tests.

3. Results and their discussion.

Adhesion strength value between a substrate and an underlayer depends on the types of the underlayer deposition, spraying modes and the following thermal treatment. of the six methods under comparison (APS, SAPS, VPS, HVOF) when spraying on a cold substrate the most high adhesion strength had VPS-deposited coatings (Table 1). Thermal treatment of coatings at 1100 °C for 2 hours in vacuum for all the underlayer deposition methods increases adhesion strength of coatings. Thermal treatment changes underlayers structure and increases uniformity of phases distribution and increase of their thermal stability. At the same time β -phase sizes increase and diffusion of substrate elements into a coating takes place. During APS and SAPS oxide films significantly dissolve in a metal matrix, but lamination of a structure does not disappear in full. It was determined that for all the HSC underlayer types quality of adhesion between metal and ceramics after thermal treatment worsens, value of K_{1c} reduces (Table 2). At the same time K_{1c} parameter reduces among the methods of APS-SAPS-VPS-

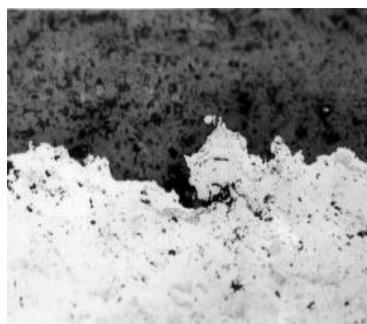
HVOF underlayer spraying. The last fact is connected with reduction of underlayer surface roughness during the change from one method to the other in the way as they were just mentioned.

Table 1. – Adhesion strength of NiCrAlY coatings

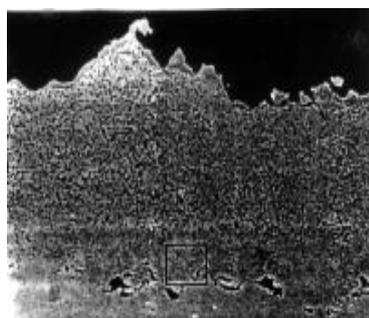
Substrate material	Underlayer deposition method	Thermal treatment in vacuum	$\delta_{сш}$, MPa
ЭИ107/ЭИ283	APS	-----	24/28
	APS	1100 °C, 2 hours	72/90
	SAPS	-----	36/42
	SAPS	1100 °C, 2 hours	81/103
	VPS	-----	76/104
	VPS	1100 °C, 2 hours	168/200
	HVOF	-----	61/87
	HVOF	1100 °C, 2 hours	129/156

4. Conclusion

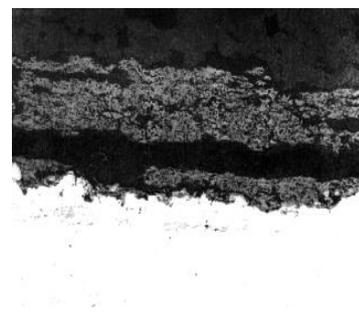
The adhesion strength of the sublayer to the base depends on the method of applying the sublayer, spraying modes and subsequent heat treatment. Of the compared methods (APS, SAPS, VPS, HVOF), when sprayed onto a cold base, VPS coatings had the highest strength. Heat treatment of coatings at 1100K for 2 hours in a vacuum increases the adhesion strength of the sublayer to the base. Heat treatment changes the structure of the sublayers in the direction of improving the uniformity of phase distribution and increasing their thermal stability. In this case, the dimensions of the phase increase somewhat and diffusion of the base elements into the coating occurs. In APS and SAPS coatings, oxide films are largely dissolved in the metal matrix, but the layering of the structure is completely eliminated. It has been established that for all types of HRC sublayers, the quality of metal-ceramic bonding deteriorates as a result of heat treatment, and the K1c value decreases. Moreover, the K1c parameter decreases in a number of APS-SAPS-VPS-HVOF sublayer deposition methods. The latter fact is connected with a decrease in the surface roughness of the sublayer during the transition from method to method in the specified sequence.



a)



b)



c)

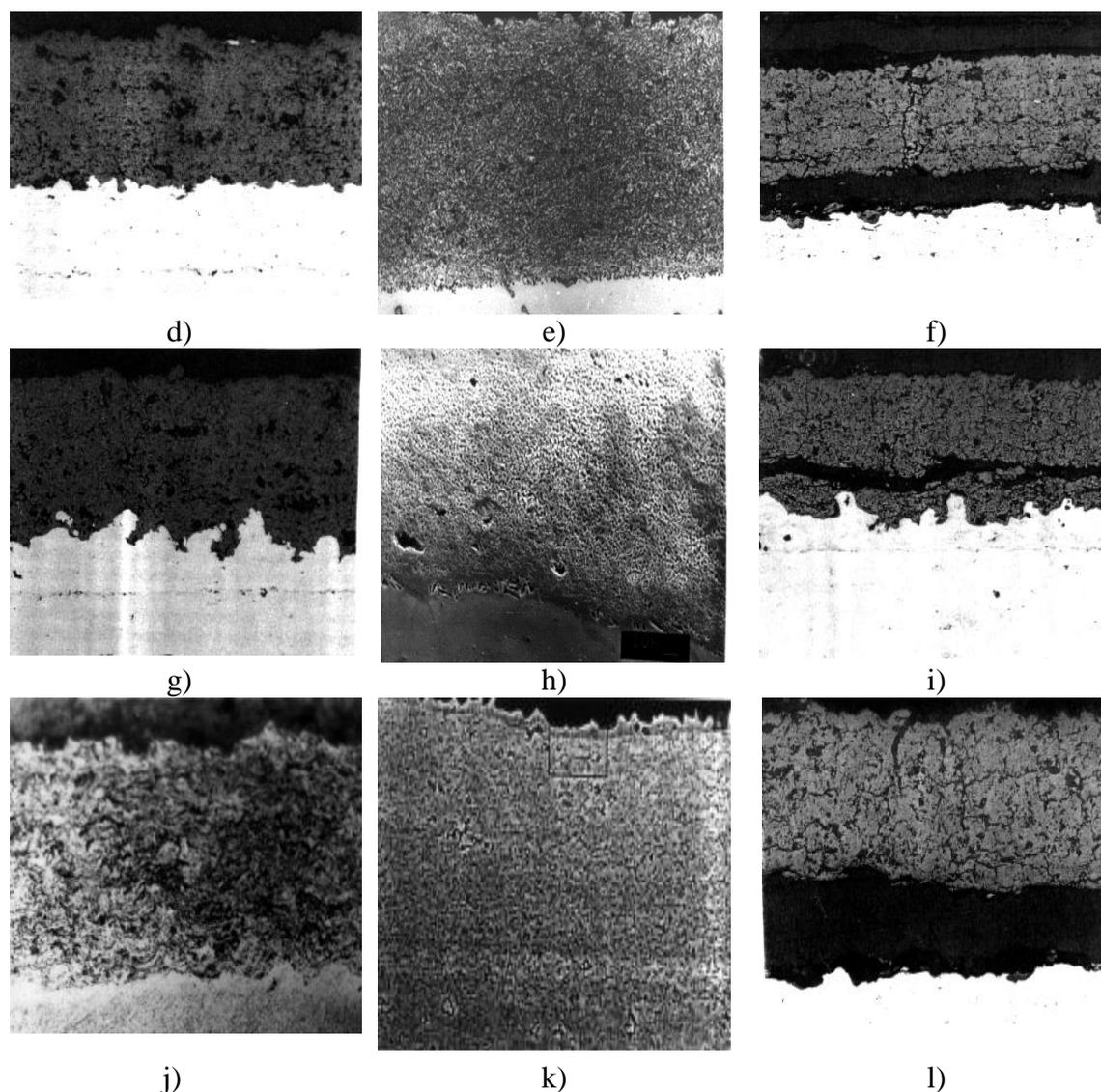


Figure 1. Microstructure of heat-shield coatings of the NiCrAlY-ZrO₂-7%Y₂O₃. 400. a), b), c) - APS; d), e), f) - SAPS; g), h), i) - VPS; j), k), l) - HVOF; a), d), g), j) - coating after deposition; b), e), h), k) - coatings after thermal treatment (1100 °C, 2 hours - vacuum); c), f), i), l) - coatings after thermal cycling (heating up to 1170 K, holding for 15 minutes, cooling down to room temperature with compressed air).

Table 2. – Results of changes of K_{1c} stresses intensity coefficient for HSC-system ZrO₂-7%Y₂O₃-NiCrAlY

Substrate material	Method of underlayer deposition	Thermal treatment in vacuum	K _{1c} , MPa m ^{1/2}	Number of thermal cycles before the coating destruction
ЭИ107/ЭИ283	APS (Fig.1a)	---	2.7/2.1	129/118
		1100 °C, 2 hours (Fig.1b)	1.9/1.2	162/154 (Fig. 1c)
--	SAPS (Fig.1d)	---	2.2/1.8	151/142
		1100 °C,	1.7/1.0	193/181

		2 hours (Fig.1e)		(Fig.1f)
--	VPS (Fig.1g)	--- 1100 °C, 2 hours (Fig.1h)	1.5/0.8 1.2/0.6	236/220 201/190 (Fig.1i)
--	HVOF (Fig.1j)	--- 1100 °C, 2 hours (Fig.1k)	1.0/0.7 0.8/0.6	290/271 264/250 (Fig.1l)

LITERATURE:

1. Okovity, V. A. Formation and research of multilayer composite oxide plasma coatings on elements of screen anti-meteor protection " for the international scientific and technical journal / Okovity V. A., Panteleenko F. I., Devoino O. G., Okovity V. V., Astashinsky V. M., Khramtsov P. P., Chernik M. Yu., Uglov V. V., Sobolevsky S. B. // "Nauka i tekhnika" – BNTU, 2016. – Vol.5. – P. 357-364

2. Panteleenko, F. I. Research of plasma two-layer composite coatings of zirconium dioxide-nichrome / Panteleenko, F. I., Okovity, V. A., Panteleenko, E. F. // " Actual problems in mechanical engineering." – NSTU, Novosibirsk, 2017. – Vol. 4. – No. 3. – P. 100-105.

3. Okovity, V. A. Multilayer composite plasma oxide coatings on screen protection elements based on zirconium dioxide. / Okovity V. A., Panteleenko F. I., Okovity V. V., Astashinsky V. M., Khramtsov P. P., Chernik M. Yu., Uglov V. V., Sobolevsky S. B. // " Science and Technology". – BNTU-Minsk. - 2017. – Issue 5 – P. 422-431.

4. Method of applying gas-thermal coating: pat. 13516 Rep. Belarus, IPC S23C 4/04 / Okovity V. A., Sobolevsky S. B., Panteleenko F. I., Shevtsova.I., Okovity V. V.; applicant-State Institution "Institute of Powder Metallurgy" - no. a 20090432; application. 24.03.2009; publ. 30. 08. 10 // Afitsyiny byul. Nats. tsentr intelektual. ulasnasti. – 2010. – No. 4.

5. Method of applying a gas-thermal coating: pat. 20819 Rep. Belarus, IPC C 23C4 / 04; C 23 C28 /00 / Okovity V. A., Ilyushchenko A. F., Shevtsov A. I., Okovity V. V., Sobolevsky S. B.-applicant-GNU Institute of Powder Metallurgy, application 04.02.2013. publ. 28. 02. 2017 // Afitsyiny byul. Nats. tsentr intelektual. ulasnasti. – 2017. – No. 2.

6. Eurasian patent 027062. A method for obtaining a heat-protective coating. C23C 4 / 04; C23C 4 / 10/; C23C 4 / 18 / Okovity V. V., Devoino O. G., Okovity V. A., Astashinsky V. M. – applicant-Belarusian National Technical University. – No. 201500103/31; application 15.12.2014, publ. 30. 06. 2017.

Received by the editors 24.03.2022

СОДЕРЖАНИЕ

Бахадиров Г. А., Цой Г. Н., Набиев А. М. ВЛИЯНИЕ КРАТНОСТИ НА ПРОЦЕСС ОБЕЗВОЖИВАНИЯ МОКРОГО КОЖЕВЕННОГО ПОЛУФАБРИКАТА	3
Давиденко А. И., Давиденко А. А., Давиденко М. А. ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ 15X2МФА НА ОСНОВЕ ПАРАМЕТРА НЕУСТОЙЧИВОГО РОСТА ТРЕЩИНЫ	12
Давиденко А. И., Ершов В. М., Давиденко Е. В. ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ 20 ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ ТИТАНОМ	20
Друзь О. Н., Житная С. В. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО РИСКА В МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ	26
Михайлов А. Н., Анастасьев А. В., Пичко Н. С. ОСНОВЫ СИНТЕЗА МЕХАНИЗМА ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГАЗОТУРБИННОГО ДВИГАТЕЛЯ НА БАЗЕ ФУНКЦИОНАЛЬНО- ОРИЕНТИРОВАННОГО ПОДХОДА	35
Овчинников Е. В., Белаш В. Ч., Костюкович Г. А. ИННОВАЦИОННЫЕ КОНСТРУКЦИИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ	44
Одинцев И. Н. ИДЕНТИФИКАЦИЯ РЕАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ НАГРУЖЕННОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПО ДАННЫМ О ПОЛЯХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ..	50
Попрукайло А.В., Костюкович Г.А., Овчинников Е.В., Кипнис М.Е., Дудко В.Т. ОСНОВНЫЕ ВИДЫ ИЗНАШИВАНИЯ УНИВЕРСАЛЬНЫХ ШАРНИРОВ	61
Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. МЕТОДИКА УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМАМИ ОПТИМАЛЬНОГО РЕЗАНИЯ И ИНТЕНСИВНОСТЬЮ АВТОКОЛЕБАНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ .	68
Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. ФИЗИЧЕСКАЯ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И ПРИЧИННО- СЛЕДСТВЕННАЯ СВЯЗ ВОЗНИКНОВЕНИЯ И РАЗВИТИЯ АВТОКОЛЕБАНИЙ ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ УНИФИЦИРОВАННЫМ ИН-СТРУМЕНТОМ	77

Шишкарев М. П. РАЗРАБОТКА АДАПТИВНОЙ ФРИКЦИОННОЙ МУФТЫ С КОМБИНИРОВАННОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ	89
Panteleenko F. I., Okovity V. A., Devoino O. G., Volodko A. S., Sidorov V. A., Okovity V. V., Litvinko A. A., Astashinsky V. M. TECHNOLOGICAL PROPERTIES OF UNDERLAYERS BASED ON NICKEL M-CROLL IN THE FORMATION OF MULTILAYER COATINGS BY THE METHODS OF GAS THERMAL SPRAYING	96

ИМЕННОЙ УКАЗАТЕЛЬ

Astashinsky V. M.	96
Devoino O. G.	96
Litvinko A. A.	96
Okovity V. A.	96
Okovity V. V.	96
Panteleenko F. I.	96
Sidorov V. A.	96
Volodko A. S.	96
Абрамов В. В.	68, 77
Анастасьев А. В.	35
Бахадиров Г. А.	3
Белаш В. Ч.	44
Давиденко А. А.	12
Давиденко А. И.	12, 20
Давиденко Е. В.	20
Друзь О. Н.	26
Дудко В. Т.	61
Ершов В. М.	20
Житная С. В.	26
Кипнис М. Е.	61
Костюкович Г. А.	61
Костюкович Г. А.	44
Лебедев В. А.	35
Михайлов А. Н.,	35
Набиев А. М.	3
Овчинников Е. В.	44, 61
Одинцев И. Н.	50
Пичко Н. С.	35
Попрукайло А. В.	61
Ракунов А. Ю.	68, 77
Ракунов Ю. П.	68, 77
Цой Г. Н.	3
Шишкарев М.П.	89

ПРАВИЛА
представления материалов в международный сборник научных трудов
Донецкого национального технического университета
«ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ»

Международный сборник научных трудов Донецкого национального технического университета «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» издается с 1994 года. В этом сборнике публикуются ученые и специалисты более чем из 35 стран мира.

Сборник научных трудов является специальным изданием, научно-технические статьи которого проходят **обязательное рецензирование**. Данный сборник включен в следующие программы:

1. В сборнике могут публиковаться научно-технические статьи и результаты диссертационных работ.
2. Сборник включен в **перечень ВАК ДНР** (приказ № 774 от 24.07.2017 г.).
3. Сборник имеет сайт <http://ptsm.donntu.ru>, а также размещен на сайте кафедры «Технология машиностроения» ДонНТУ, г. Донецк: <http://tm.donntu.ru>
4. Сборник включен **базу данных РИНЦ (Российский индекс научного цитирования) (лицензионный договор № 177-04/2013 от 12.04. 2013 г.)** и размещен на сайте НЭБ (Научная электронная библиотека, г. Москва, Россия, <http://elibrary.ru>)
5. Данный сборник имеет **международную индексацию ISSN 2073-3216 (печатная версия) и ISSN 2518-7120 (сетевое издание)**

Статьи представляемые в данный сборник должны отвечать следующим требованиям.

Содержание статей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами, а также не публиковать статьи, которые не отвечают нашим требованиям.

Языки представления рукописей русский и английский.

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

Тематика представляемых статей должна основываться на проблемах машиностроения (механики) и представляться в рамках следующих направлений:

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных и нетрадиционных технологий машиностроения. Интегрированные технологии. Сборка в машино- и приборостроении. Абразивные и виброабразивные технологии. Гибридные и комбинированные технологии машиностроения.

2. Механизация и автоматизация производственных процессов машиностроения. Прогрессивное оборудование машиностроительных производств.

3. Комплексная автоматизация проектирования, подготовки и управления машиностроительным производством.

4. Проблемы создания и применения прогрессивных инструментов и инструментальных материалов в машиностроении.

5. Управление качеством продукции и технических систем машиностроения. Проблемы инженерии поверхностного слоя изделий.

6. Современные проблемы машиноведения и деталей машин.

7. Современные проблемы инженерии материалов. Упрочняющие технологии и покрытия изделий машиностроения. Наноматериалы и нанотехнологии в машиностроении.

8. Вопросы моделирования и расчетов сложных технологических систем машиностроения.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ

Научно-технические статьи, представляемые в данный сборник должны иметь следующие элементы:

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;

- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;

- формулирование цели и постановка задач работы;

- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов, формулирование рекомендаций;

- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении материалов Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
- материалы статьи;
- экспертное заключение о возможности публикации статьи в открытой печати;
- все материалы отправляются по E-mail по адресам: tm@fimm.donntu.ru или mntk21@mail.ru .

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст статьи выполняется объемом от 5 до 10 страниц (**обязательно полные страницы**), формат А4 (210x297 мм) с полями: верхнее и нижнее – 30 мм, а левое и правое - 25 мм. Страницы не нумеровать. Статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman, выполненным в соответствии с образцом оформления, межстрочный интервал - 1,0, шрифт – 12pt. Материалы представить в электронном виде.

2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, инициалы и фамилии авторов, ученая степень и звание (сокращение по ГОСТ 7.11-2003 и 7.12-2003), полное название организаций и стран, тел./факс, E-mail, название статьи, аннотация на языке статьи, ключевые слова, основной текст, заключение

или выводы, список литературы, дополнительные аннотации на других языках с ключевыми словами, внизу первой страницы необходимо указать авторский знак - ©. **УДК** печатать прописными (жирными) буквами в верхнем правом углу не отступая от верхнего поля. На следующей строке слева жирными строчными буквами – **инициалы и фамилии** авторов с учеными степенями и званиями, на следующих строках – полное название организаций и стран (через запятую, слева). На следующей строке курсивом слева – тел./факс и электронный адрес одного из авторов. Через один интервал - название статьи, печатать прописными (жирными) буквами, без переносов, центрировать по ширине, максимум три строки. Через один интервал - аннотации с ключевыми словами (слово аннотация не пишется) на двух языках шрифтом 10 pt, *курсивом*. Через один интервал – материалы статьи, шрифт 12 pt (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1,0). Внизу первой страницы статьи необходимо указать авторский знак - ©. Между соответствующими разделами статьи необходимо делать интервал. (См. образец оформления материалов). Абзац текста – 1,25.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.psx, *.dwg, *.jpg - размерами не менее 60x60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рисунок 3. Схема устройства. Текст названия рисунка группируется с рисунком. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.

4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы номеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Стиль формул для Microsoft Equation: Full - 12 pt, Subscript/Superscript - 10 pt, Sub-Subscript/Superscript - 8 pt, Symbol - 12 pt, Sub-Symbol - 10 pt.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2. Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.

6. **Список литературы** должен быть приведен в конце статьи в соответствии с ГОСТ 7.1-2003 . Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки. Количество библиографических источников должно быть не менее 5, в том числе 3 источника должно быть за последние 5 лет.

7. Файл со статьей необходимо назвать по фамилиям и инициалам авторов в соответствии с работой (например: Иванов И.И., Петренко П.П.)

8. Материалы статьи представляются в электронном виде.

9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, **опубликованы не будут**.

СТАТЬИ ДОЛЖНЫ ИМЕТЬ СЛЕДУЮЩУЮ СТРУКТУРУ:

1. **УДК** (Например, **УДК 621.01**) (располагать сверху справа, шрифт жирный, 12 pt).

2. Инициалы и фамилии авторов (слева, шрифт жирный, 12 pt), ученая степень и звание, затем на следующей строке - полное название *организаций и стран* (слева, 12 pt), на следующей строке – *Тел./факс и электронный адрес* (слева, курсив, 12 pt).

3. Название статьи (слева, шрифт жирный, 12 pt, максимум три строки).

4. Пустые строки, межстрочный интервал и размеры шрифта статьи. Пустые строки выполняются между названием статьи - вверху и внизу, перед соответствующими разделами работы (один пробел) и списком литературы, а также между дополнительной аннотацией вверху и внизу. Межстрочный интервал – **1,0**. Размер шрифта статьи - **12 pt**, размер шрифта аннотаций и авторского знака - **10 pt**.

5. Аннотации (Abstract) (слово аннотация не пишется), (курсив, 10 pt). Первая аннотация пишется на языке статьи, а вторая на английском, если статья на английском языке, первая аннотация пишется на английском языке, а вторая – на русском языке.

В аннотации приводятся краткие сведения о всей статье в целом на языке статьи. Объем аннотаций приблизительно до 10 строк, аннотация выполняется курсивом.

6. Ключевые слова (Keywords) (приводится 5-6 ключевых слов статьи), выполняются курсивом на следующей строке от аннотации. (курсив, 10 pt)

7. Введение (Introduction). (12 pt)

Во введении приводится аналитический (исторический) обзор современного состояния вопроса исследования, выполняется постановка проблемы исследования или показывается актуальность данного исследования (работы). Здесь нужно обязательно указать результаты последних исследований других авторов. А также сформулировать цель и задачи исследований.

8. Основное содержание и результаты работы (The main contents and outcomes of activity). (Авторы могут дополнять работу другими разделами) (12 pt).

В данном разделе излагаются и подробно разъясняются полученные авторами теоретические положения и практические результаты. Приводятся принятые гипотезы и используемые допущения, разъясняются малоизвестные термины, аббревиатуры и условные обозначения. Для теоретических положений приводятся их доказательства и необходимые математические преобразования. Для экспериментальных исследований кратко описываются методики их проведения, способы обработки данных и результаты проверок адекватности и достоверности результатов.

9. Авторский знак. Внизу первой страницы статьи необходимо указать авторский знак - ©. Например: © Иванов И.И., Петренко П.П.; 2022 (10 pt).

10. Заключение (Conclusion) (12 pt)

В заключении излагаются выводы по полученным авторами результатам, описываются примеры их практического применения, предлагаются рекомендации относительно их использования, приводятся выводы, а также указываются перспективы дальнейших исследований по данной проблематике.

11. Литература (References). (12 pt)

Список литературных источников должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки. Количество библиографических источников должно быть не менее 5-6, в том числе 3 источника должно быть за последние 5 лет.

АДРЕС РЕДАКЦИОННОЙ КОЛЛЕГИИ:

ДНР, 283001, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонНТУ, кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел./факс: +38 062 301-08-40.

E-mail: tm@fimm.donntu.ru или mntk21@mail.ru

<http://ptsm.donntu.ru>

- **Публикация статей в международном сборнике научных трудов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» - выполняется бесплатно**

Образец оформления материалов
УДК 621.85.05-034(12 pt)

И. И. Иванов, д-р техн. наук, проф., **П. П. Петренко**, ассист. (12 pt)
Донецкий национальный технический университет, ДНР (12 pt)
Брянский государственный технический университет, Россия (12 pt)
Тел./Факс: +38 (062) 3050104; E-mail: tm@fimm.donntu.ru (курсив, 12 pt)

(пустая строка - 12 pt)

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ (слева, 12 PT, ЖИРНЫМ, ЗАГЛАВИЕ МАКСИМУМ ТРИ СТРОКИ)

(пустая строка - 12 pt)

*В статье приведены данные по структурному синтезу сборочных
..... уравнений описывающих процесс сборки изделий. (курсив, 10 pt, до 10 строк).*

Ключевые слова: структура технологии, синтез, процесс, технология, сборка. (курсив, 10 pt, 5 ...6 слов)

(пустая строка - 10 pt)

I. I. Ivanov, P. P. Petrenko (10 pt)

(10 pt)

BASES OF THE STRUCTURED SYNTHESSES OF THE ASSEMBLY SYSTEMS (10 pt)

*The efficient design of assembly machinery is vitally important
..... as noun description of functions of presented in the paper.*

Keywords: structured syntheses, process of the assembly, technological system. (курсив, 10 pt)

(пустая строка - 12 pt)

1. Введение (12 pt)

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5). Технологические системы

(пустая строка - 12 pt)

2. Основное содержание и результаты работы (12 pt)

Для сборки изделий широко применяются технологические системы
информационные и другие потоки могут быть описаны следующим образом:

$$k_m = \sqrt{a^2 + b^2}, \quad (1)$$

где k_m - элемент множества;

..... позволили разработать общие алгоритмы функционирования системы.

(пустая строка - 12 pt)

3. Общий алгоритм и рекомендации (12 pt)

Выполненные исследования позволили разработать общий алгоритм

..... основывается на итерационном подходе.

(пустая строка - 12 pt)

4. Цифровые модели (12 pt)

В работе разработаны цифровые структурно-логические модели структуры сборочных систем, выполненные с применением основных положений алгебры структур

(пустая строка - 12 pt)

5. Заключение (12 pt)

Таким образом, выполненные исследования позволили реализовать следующее:

1. Разработать методику синтеза структурных вариантов

..... отличительной особенностью данной методики.

2. Установить закономерности

..... позволили произвести процесс итерации.

3. Разработать рекомендации

© Иванов И.И., Петренко П.П.; 2022 (приводится внизу первой страницы статьи, 10 pt)

..... внедрить на производстве.

(пустая строка - 12 pt)

ЛИТЕРАТУРА:

(центрировать, 12 pt, не менее 5 ... 6 библиографических источников)

1. Ким, И. П. Исследование эффективности роторных машин / И. П. Ким. – К: КПИ, 1985. – 123 с. ISBN 966-7907-22-8.

2. Устюгов, А. В. Надежность технологических машин / А. В. Устюгов. – Донецк: ДонНТУ, 1998. – 425 с. ISBN 966-7907-23-6.

3. Савельев, А. А. Сборка машин / А. А. Савельев – М.: Наука, 2009. - 342 с. ISBN 966-7907-26-9.

4. Михайлов, А. Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий / А. Н. Михайлов – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346 с. ISBN 966-7907-24-4.

5. Базров, Б. М. Модульные технологии / Б. М. Базров. – М.: Машиностроение, 2000. – 368 с. ISBN 5-217-03061-5.

6. Сидоров, И. А. Учет переменности параметров процесса точения фасонных поверхностей при определении оптимальных режимов резания / И.А. Сидоров, А.Н. Алехин // Научно-технический журнал «Научно-технический и производственный журнал». – М: Машиностроение, 2014. - № 9. – С. 11-17.

7. Любшин, А. Н. Особенности полировки лопаток с коррозионными разрушениями покрытий / А. Н. Любшин, А. Н. Шейко, Б. Л. Недашковский // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных работ. – Донецк: ДонНТУ, 2013. – Вып. 1 (25). – С. 207-212.

(пустая строка - 12 pt)

Поступила в редколлегию _____ (дата поступления статьи, 10 pt)

НАУЧНОЕ ИЗДАНИЕ

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

Выпуск 4 (79)' 2022

Главный редактор

д-р техн. наук, проф. А. Н. Михайлов

Е-mail: tm@fimm.donntu.ru

Технический редактор Л. Б. Ступакова

*Учредитель и издатель – ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ*

Адрес издателя: ДНР, 283001, г. Донецк, ул. Артема, 58, ГОУВПО «ДОННТУ»,
+38 (062) 337-17-33, 335-75-62

Адрес редакции: ДНР, 283001, г. Донецк, ул. Артема, 58, тел. +38 (071) 306-08-79,
+38 (062) 301-08-05.

Е-mail: tm@fimm.donntu.ru

Сайт: <http://ptsm.donntu.ru>

Сборник (Е) зарегистрирован в Министерстве информации Донецкой Народной Республики.