

Вып. 4 (75) '2021 ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ



ISSN 2073-3216
(E) ISSN 2518-7120

ДОНЕЦКИЙ
НАЦИОНАЛЬНЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Международный
сборник научных трудов

Выпуск 4 (75)' 2021



ДОНЕЦК - 2021

ISSN 2073-3216
(E) ISSN 2518-7120

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

Посвящается 100-летию юбилею ДОННТУ

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Международный сборник научных трудов

Основан в декабре 1994 года

Выходит 4 раза в год

Выпуск 4 (75)' 2021

Донецк – 2021

УДК 621.01(06)

Рекомендован к изданию Ученым Советом Донецкого национального технического университета (протокол № 5 от 4 июня 2021 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, 83001, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ, кафедра ТМ. Тел.: +38 062 301-08-40

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

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, 2021
© ГОУВПО «ДОННТУ», 2021

УДК 621.793

¹М. А. Белоцерковский, д-р техн. наук, проф., ²К. Е. Белявин, д-р техн. наук, проф.

¹И. А. Сосновский, ¹А. А. Курилёнок, канд. техн. наук

¹Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск, РБ

²Белорусский национальный технический университет, Минск, РБ

Тел.: 250-15-42, факс: 272-28-90, E-mail: sos3@tut.by

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МЕТОДИКА ОПТИМИЗАЦИИ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧАЕМЫХ МЕТОДОМ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКИ

В статье приводятся результаты выполненных исследований по установлению взаимозависимости параметров пористой структуры и параметров работоспособности (прочность сцепления покрытия с основой) с технологическими режимами получения покрытий, получаемых методом центробежной индукционной наплавки.

Учитывая, что прочность сцепления покрытия с основой является одним из наиболее важных параметров, определяющих работоспособность изделий с покрытиями, приведена разработанная математическая методика оптимизации адгезионной прочности покрытий, основанная на использовании метода неопределенных множителей Лагранжа.

Ключевые слова: математическая методика оптимизации, центробежная индукционная наплавка, прочность сцепления покрытия с основой, заданная пористость покрытия, метод неопределенных методов Лагранжа.

М. А. Belotserkovsky, К. Е. Belyavin, I. А. Sosnovsky, А. А. Kurilyonok

MATHEMATICAL METHOD FOR OPTIMIZING THE ADHESIVE STRENGTH OF COATINGS OBTAINED BY THE METHOD OF CENTRIFUGAL INDUCTION SURFACING

The article presents the results of the studies carried out to establish the interdependence of the parameters of the porous structure and the performance parameters (the strength of adhesion of the coating to the base) with the technological modes of obtaining coatings obtained by the method of centrifugal induction surfacing.

Given that the adhesion strength of the coating to the substrate is one of the most important parameters that determine the performance of products with coatings, the developed mathematical method for optimizing the adhesive strength of coatings based on the use of the method of indeterminate Lagrange multipliers is presented.

Keywords: mathematical method for optimizing, centrifugal induction surfacing, the strength of adhesion of the coating to the base, specified porosity of the coating, the method of indeterminate Lagrange multipliers.

1. Введение

При исследовании и оптимизации технологических процессов очень часто возникает необходимость в одновременном рассмотрении нескольких параметров оптимизации. В таких случаях решают компромиссные задачи, т. е. находят условный экстремум для одной поверхности отклика при ограничениях, налагаемых одной или несколькими другими поверхностями откликов. Так, например, режим наплавки необходимо выбрать таким, чтобы обеспечивалась заданная толщина наплавленного слоя при минимальной высоте неровностей наплавленной поверхности. При обработке резанием примером компромиссной задачи может служить определение условий, обеспечивающих наибольшую стойкость инструмента при заданной производительности. Очень часто при определении условий протекания того или иного процесса накладываются ограничения экономического характера.

Если математические модели для всех параметров оптимизации – линейные

функции, то можно для решения компромиссной задачи пользоваться методами линейного программирования [1].

Однако при решении практических задач по оптимизации технологических процессов математические модели для параметров оптимизации часто представлены нелинейными функциями. В этих случаях компромиссные задачи можно решать двумя способами графическим и аналитическим.

При графическом способе решения компромиссной задачи строят двухмерные сечения одной поверхности отклика, которые совмещают с двухмерными сечениями другой поверхности отклика. Анализируя совмещенные двухмерные сечения, находят условные экстремумы. Двухмерные сечения получают следующим образом. В уравнения регрессии подставляют значения (предположительно близкие к оптимальным) всех факторов, кроме любых двух. Задавшись определенным значением функции отклика, получают зависимость между двумя факторами, которую на плоскости можно представить кривой. Координаты любой точки этой кривой отвечают сочетанию значений факторов, обеспечивающих получение одного и того же значения функции отклика. Задавая различные значения параметру оптимизации, можно построить семейство кривых равного отклика. Этим способом можно получить наглядное представление о влиянии каждой пары факторов на параметр оптимизации.

Графический метод достаточно прост и отличается большой наглядностью, однако он удобен только при малом числе факторов. При числе факторов $k > 3$ графический метод оказывается очень громоздким. С помощью совмещенных двухмерных сечений решалась задача, связанная с поиском условий наплавки, обеспечивающих заданную пористость покрытия при максимальной адгезионной прочности.

При аналитическом решении компромиссной задачи можно использовать метод неопределенных множителей Лагранжа [2].

Целью работы являлась разработка математической методики оптимизации адгезионной прочности покрытий, получаемых методом центробежной индукционной наплавки, с использованием метода неопределенных множителей Лагранжа.

2. Теоретические аспекты метода оптимизации технологии центробежной индукционной наплавки

Рассмотрим применение метода неопределенных множителей Лагранжа [2] для нахождения условного экстремума функции двух переменных, которые связаны одним условием.

Пусть требуется найти экстремумы функции

$$u = f(x, y) \quad (1)$$

при условии, что x и y связаны уравнением

$$\varphi(x, y) = 0 \quad (2)$$

При наличии условия (2) из двух переменных x и y независимым будет только одно, например x , так как y определяется из равенства (2) как функция от x . Если бы мы разрешили уравнение (2) относительно y , то, подставляя в равенство (1) вместо y найденное выражение, получили бы функцию одного переменного x , и свели бы задачу к исследованию на максимум и минимум функции одного независимого переменного x .

Поставленную задачу можно решить, не разрешая уравнения (2) относительно x или y . При тех значениях x и y , при которых функция u может иметь экстремум, производная от u по x должна обращаться в нуль.

Из (1) находим $\frac{du}{dx}$ помня, что y есть функция от x :

$$\frac{du}{dx} = \frac{\partial f}{\partial x} + \frac{\partial f}{\partial y} \frac{dy}{dx}.$$

В точках экстремума

$$\frac{\partial f}{\partial x} + \frac{\partial f}{\partial y} \frac{dy}{dx} = 0. \quad (3)$$

Из равенства (2) находим

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x} + \frac{\partial \varphi}{\partial y} \frac{dy}{dx} = 0. \quad (4)$$

Равенство (4) удовлетворяется для всех x и y , удовлетворяющих уравнению (2).

Умножив члены равенства (4) на неопределенный пока коэффициент λ и сложив их с соответствующими членами равенства (3), получим

$$\left(\frac{\partial f}{\partial x} + \frac{\partial f}{\partial y} \frac{dy}{dx} \right) + \lambda \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} + \frac{\partial \varphi}{\partial y} \frac{dy}{dx} \right) = 0,$$

или

$$\left(\frac{\partial f}{\partial x} + \lambda \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + \left(\frac{\partial f}{\partial y} + \lambda \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right) \frac{dy}{dx} = 0. \quad (5)$$

Равенство (5) выполняется во всех точках экстремума. Подберем λ так, чтобы для значений x и y , соответствующих экстремуму функции u , вторая скобка в равенстве (5) обратилась в нуль (при этом предполагается, что в критических точках $\frac{\partial \varphi}{\partial y} \neq 0$)

$$\frac{\partial f}{\partial y} + \lambda \frac{\partial \varphi}{\partial y} = 0.$$

Но тогда при этих значениях x и y из равенства (5) следует равенство

$$\frac{\partial f}{\partial x} + \lambda \frac{\partial \varphi}{\partial x} = 0.$$

Таким образом, получается, что в точках экстремума удовлетворяются три уравнения:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial f}{\partial x} + \lambda \frac{\partial \varphi}{\partial x} &= 0 \\ \frac{\partial f}{\partial y} + \lambda \frac{\partial \varphi}{\partial y} &= 0 \\ \varphi(x, y) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

с тремя неизвестными x , y , λ . Из этих уравнений определяем x , y , λ . Множитель λ играл вспомогательную роль, и в дальнейшем он нам не требуется.

Уравнения (6) являются необходимыми условиями условно экстремума, т.е. в точках экстремума удовлетворяются уравнения (6). Но не при всяких x и y (и λ), удовлетворяющих уравнениям (6), будет иметь место условный экстремум. Требуется дополнительное исследование характера критической точки.

Левые части уравнений (6) являются частными производными функции

Прочность сцепления $\sigma_{сц}$ (адгезионная прочность) связана с прочностью соединения материалов покрытия и подложки в зоне контакта σ с соотношением:

$$\sigma_{сц} = \sigma_c S_{отн}. \tag{11}$$

Относительная площадь контакта порошкового слоя с подложкой $S_{отн}$ определяется выражением:

$$S_{отн} = \left\{ 1 - \exp \left[-\pi \left(\frac{2}{m} + 1 \right)^2 \frac{3\sqrt{3}}{8} \pi R \left(\frac{2\sqrt{3}R^2}{\pi} \right)^{\frac{1}{m}} t \left(\frac{P}{B} \right)^{\frac{1}{m}} dt \right] \right\}^{\frac{m}{m+2}}. \tag{12}$$

Здесь:

$$N(\omega, t) = \left[\frac{3}{8} \frac{\omega^2 (1 - \Pi_0) \rho_K}{A_0} \right]^{\frac{1}{m}} \frac{t^{\frac{1-\epsilon}{m}}}{1 - \frac{\epsilon}{m}}, \tag{13}$$

$$B(t) = 2^{-m} 3^{\frac{3-m}{2}} A_0 t^\epsilon, \tag{14}$$

$$P = \frac{\omega^2 M}{2\pi\ell(3\Pi_0 + 4)}. \tag{15}$$

В приведенных формулах используются обозначения, принятые в предыдущих отчетах по данному заданию.

Задачу решаем с помощью неопределенных множителей Лагранжа, для чего составляем вспомогательную функцию $F(\omega, t, \lambda)$, которая с учетом (10) и (12) может быть представлена в виде:

$$F(\omega, t, \lambda) = y_1 + \lambda(y_2 - \bar{\Pi}_i), \tag{16}$$

где

$$y_1 = \ln \left(1 - S_{отн}^{\frac{m+2}{2}} \right) = K \frac{t^{\frac{1-\epsilon}{m}}}{1 - \frac{\epsilon}{m}} \omega \frac{2}{m}, \tag{17}$$

$$y_2 = \bar{\Pi} = \frac{m\Pi_0}{N^m (R_1^2 - R_0^2)} \gamma \left[m, N (R_1^2 - R_0^2)^{\frac{1}{m}} \right], \tag{18}$$

$$\rho = \frac{M}{2\pi\ell(3\theta_0 + 4)}, \tag{20}$$

$$K = \alpha \beta^m \delta^{-\frac{1}{m}}, \tag{19}$$

$$\delta = 2^{-m} 3^{\frac{3-m}{2}} A_0. \tag{21}$$

Заданная пористость покрытия \bar{P}_i определяется следующим рядом ее значений: $\bar{P}_1 = 0,03$; $\bar{P}_2 = 0,04$; $\bar{P}_3 = 0,05$.

Формулу (16) с учетом (17) и (18) запишем в следующем виде:

$$F(\omega, t, \lambda) = K \frac{t^{\frac{1-\epsilon}{m}}}{1-\frac{\epsilon}{m}} \omega^{\frac{2}{m}} + \lambda \frac{m\Pi_0}{R_1^2 - R_0^2} \frac{1}{N(\omega, t)} \gamma \left[m, \left(R_1^2 - R_0^2 \right)^{\frac{1}{m}} N(\omega, t) \right] - \lambda y_i. \tag{22}$$

Дифференцируя $F(\omega, t, \lambda)$ по ω , t и λ , и приравнявая частные производные нулю, получаем систему уравнений. Решая эту систему при заданном значении \bar{P}_i , находим точки условных экстремумов.

Учитывая соотношение [7]

$$\frac{\partial \gamma(a, x)}{\partial x} = x^{a-1} e^{-x}, \tag{23}$$

получим следующую систему уравнений:

$$K \frac{t^{\frac{1-\epsilon}{m}}}{1-\frac{\epsilon}{m}} \cdot \frac{2}{m} \omega^{\frac{e}{m}-1} + \lambda \left[\frac{3(1-\Pi_0)\rho_k}{8 A_0} \right]^{\frac{1}{m}} \cdot \frac{2}{m} \omega^{\frac{2}{m}-1} \cdot \frac{t^{\frac{1-\epsilon}{m}}}{1-\frac{\epsilon}{m}} \cdot \frac{m\Pi_0}{R_1^2 - R_0^2} \times$$

$$\times \left(-mN^{-m-1} \gamma \left[m, \left(R_1^2 - R_0^2 \right)^{\frac{1}{m}} N(\omega, t) \right] + \frac{1}{N^m} \cdot \omega^{m-1} e^{-\left(R_1^2 - R_0^2 \right)^{\frac{1}{m}} N} \right) = 0 \tag{24}$$

$$\frac{\partial F}{\partial t} = K \cdot t^{-\frac{\epsilon}{m}} \cdot \omega^{\frac{2}{m}} + \lambda \left[\frac{3 \omega^2 (1-\Pi_0)\rho_k}{8 A_0} \right]^{\frac{1}{m}} \cdot t^{-\frac{\epsilon}{m}} \cdot \frac{m\Pi_0}{R_1^2 - R_0^2} \times$$

$$\times \left(-mN^{-m-1} \cdot \gamma \left[m, \left(R_1^2 - R_0^2 \right)^{\frac{1}{m}} N(\omega, t) \right] + \frac{1}{N^m} \cdot \omega^{m-1} e^{-\left(R_1^2 - R_0^2 \right)^{\frac{1}{m}} N} \right) = 0 \tag{25}$$

$$\frac{\partial F}{\partial \lambda} = \frac{m\Pi_0}{R_1^2 - R_0^2} \cdot \frac{1}{N(\omega, t)^m} \cdot \gamma \left[m, \left(R_1^2 - R_0^2 \right)^{\frac{1}{m}} N(\omega, t) \right] - y_{20} = 0. \tag{26}$$

Решение данной системы уравнений и, соответственно, нахождение оптимума прочности сцепления осуществляется с помощью ПЭВМ в программном комплексе MathCAD.

4. Заключение

В результате выполненных исследований установлена взаимозависимость параметров пористой структуры и параметров работоспособности (прочность сцепления покрытия с основой) с технологическими режимами получения покрытий методами центробежной индукционной наплавки.

Учитывая, что прочность сцепления покрытия с основой является одним из наиболее важных параметров, определяющих работоспособность втулок, приведена разработанная математическая методика оптимизации адгезионной прочности покрытий, основанная на использовании метода неопределенных множителей Лагранжа.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Спиридонов, А. А. Планирование эксперимента при исследовании и оптимизации технологических процессов. Учебное пособие / А. А. Спиридонов, А. А. Васильев. – Свердловск: Изд. УПИ им. С.М. Кирова, 1975. – 140 с.
2. Корн, Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Издательство «Наука», Главная редакция физико-математической литературы, 1970. – 720 с.
3. Белоцерковский, М. А. Организация производства и энергоемкость процесса получения биметаллических деталей центробежным индукционным методом / М. А. Белоцерковский, К. Е. Белявин, И. А. Сосновский, А. А. Куриленок, В. Г. Мисник, В. М. Каребо // Новые материалы и технологии: порошковая металлургия, композиционные материалы, защитные покрытия, сварка: материалы 13-й Международ. науч. – техн. конф. (Минск, 9-11 сентября 2020 г.). Нац. акад. наук Беларуси [и др.] :редкол.: А. Ф. Ильющенко (гл. ред.) [и др.]. – Минск: Беларуская навука, 2020. – С. 467-473.
4. Белявин, К. Е. Напряженное состояние порошкового слоя при центробежной индукционной наплавке / К. Е. Белявин, И. А. Сосновский, А. А. Курилёнок // Актуальные проблемы прочности: материалы международной научной конференции, Витебск, 25-29 мая 2020 / под ред. В. В. Рубаника. – Молодечно: Типография «Победа», 2020. – С. 84-86.
5. Гафо, Ю. Н. Теоретические основы выбора технологических параметров центробежного индукционного припекания / Ю. Н. Гафо, А. А. Радченко, И. А. Сосновский // Перспективные технологии. – Витебск: Изд-во УО «ВГТУ», 2011. – Гл.16. – С. 363-396.
6. Белявин, К. Е. Теоретические положения формирования адгезионной связи между покрытием и основой / К. Е. Белявин, И. А. Сосновский, А. А. Курилёнок // Актуальные проблемы прочности: монография; под ред. В. В. Рубаника. – Молодечно: ОАО «Типография «Победа», 2020. – Гл. 5. – С. 45-57.
7. Справочник по специальным функциям с формулами, графиками и математическими таблицами / под ред. М. Абрамовица, И. Стиган – М.: «Наука», Главная редакция физико-математической литературы, 1979. – 832 с.

Поступила в редколлегию 25.04.2021г.

УДК 621.01: 62-883

В. Е. Брешев, канд. техн. наук, доцент
ГОУВО ЛНР «Луганский государственный университет имени Владимира Даля»,
Луганская Народная Республика
Тел.: +38 072 159 66 16, E-mail: veb_lug@mail.ru

РАЗРАБОТКА ШПИНДЕЛЕЙ НА РЕГУЛИРУЕМЫХ КОНИЧЕСКИХ АЭРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРАХ ДЛЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН

В статье представлен алгоритм разработки новых конструкций шпинделей на конических регулируемых аэростатических опорах для механической обработки. Такие шпиндели имеют регулируемые характеристики, высокие частоты вращения, достаточные жёсткость и точность позиционирования инструмента для реализации высокоскоростной механообработки. Рассмотрены последовательность и содержание разработки шпинделей: определение структуры, компоновочной и расчётной схем; прикидочный или первичный расчёт параметров; разработка конструкции шпинделей на основе количественных и функциональных изменений структурных прототипов; аналитические расчёты характеристик, компьютерный инженерный анализ; итерационное совершенствование разработанных конструкций; лабораторные исследования экспериментальных образцов шпинделей на конических аэростатических опорах.

Ключевые слова: шпиндель, коническая аэростатическая опора, интегральные характеристики.

V. E. Breshev

DEVELOPMENT OF SPINDLES ON ADJUSTABLE TAPERED AEROSTATIC SUPPORTS FOR TECHNOLOGICAL MACHINES

The article presents an algorithm for the development of new designs of spindles on conical adjustable aerostatic supports for machining. Such spindles have adjustable characteristics, high rotational speeds, sufficient rigidity and positioning accuracy of the tool to implement high-speed machining. The sequence and content of the development of spindles are considered: determination of the structure, layout and design schemes; approximate or primary calculation of parameters; development of spindle design based on quantitative and functional changes in structural prototypes; analytical calculations of characteristics, computer engineering analysis; iterative improvement of the developed designs; laboratory studies of experimental samples of spindles on conical aerostatic supports.

Keywords: spindle, conical aerostatic support, integral characteristics.

1. Введение

В значительной степени (на 80...90 %) скоростные характеристики, жёсткость и точность позиционирования, несущая способность и надёжность шпинделей для механообработки определяются техническим уровнем и характеристиками их опор [1]. Применение аэростатических опор позволяет в шпинделях технологических машин полностью исключить твердотельный контакт между неподвижными и движущимися узлами и деталями, разделив их зазором с воздушной смазкой и, таким образом, сделать их в этом смысле бесконтактными. Роторы таких шпинделей удерживаются и вращаются под действием сил и моментов сил, которые имеют газодинамическую или электромагнитную природу происхождения, а их действие в опорах и двигательных устройствах не требует механического контакта между взаимодействующими элементами конструкции.

Отсутствие твердотельного механического контакта при вращении создаёт несколько существенных технико-технологических преимуществ, которые и определяют эффективность применения бесконтактных шпинделей на опорах с газовой смазкой.

Перечислим основные из них. Во-первых, исключается сухое трение, трение ка-

чения и механические удары, что позволяет развивать максимальные высокие скорости и частоты вращения при минимальных потерях энергии. Аэростатические опоры в 7...15 раз имеют меньшие потери на трение в сравнении с опорами качения и практически не нагреваются (поток газовой смазки осуществляет теплоотвод), а потому не испытывают температурных деформаций и сохраняют прецизионную точность положения рабочих органов с инструментом. Во-вторых, газовая смазка позволяет опорам функционировать в наиболее широком диапазоне температур – от криогенных до +500°C и выше, сохраняя химическую инертность и необходимые физические свойства. В-третьих, отсутствие износа рабочих поверхностей, разделённых при функционировании слоем газовой (воздушной) смазки, обеспечивает практически неограниченный технический ресурс аэростатические опоры. В шпинделях станков резки монокристаллов прецизионные высокоскоростные шарикоподшипники имеют технический ресурс на уровне 7...10 тыс. часов работы, а аэростатические опоры не имеет ограниченный по сроку или наработке [1-4]. В-четвёртых, отсутствие люфтов и механического гистерезиса обеспечивает жёсткость и высокую точность позиционирования опор и роторов с чувствительностью в микрометрических диапазонах.

Таким образом, эффективность применения шпинделей на аэростатических опорах для высокоскоростной механической обработки (скорости резания от 25 до 200 м/с) обеспечивается достижением частот вращения от 50 до 150 тыс. об/мин и жёсткости валов с инструментом до 1000 Н/мкм и более, точностью их позиционирования на уровне 0,2...2 мкм, высокой надёжностью.

Применение в шпинделях аэростатических опор с несущими поверхностями конической формы позволяет получить ещё два принципиальных технических преимущества. Первое – создание опорной системы шпинделя только на двух подшипниках вместо четырёх, как в традиционных конструкциях. Второе – возможность регулирования в широких диапазонах характеристик шпинделя (жёсткости, несущей способности, собственных частот колебаний) через изменение величины среднего зазора с газовой (воздушной) смазкой смещением несущих поверхностей в опорах при эксплуатации. Последнее позволяет сделать шпиндели регулируемыми и настраивать их под требования целевого технологического процесса высокоскоростной механической обработки металлов и монокристаллов. Однако, коническая форма опор затрудняет процесс конструирования и расчёта их характеристик ввиду повышения сложности, многофакторности и многомерности процесса течения воздушной смазки в зазоре [2, 5, 6]. Кроме того, при разработке шпинделей на аэростатических опорах необходимо учитывать их относительно невысокую несущую способность и слабую устойчивость к возникновению различного рода колебательных процессов на переходных режимах при функционировании [2, 4, 5, 6].

2. Постановка задачи

Разработка шпинделей для механической и, особенно, высокоскоростной механической обработки ориентирована на достижение необходимого уровня их выходных параметров и интегральных характеристик – жёсткости, несущей способности, диапазона реализуемых частот вращения, точности позиционирования рабочего органа с инструментом. Кроме того, необходимо учитывать: энергопотребление, расход технологического воздуха, собственные частоты колебаний рабочего органа с инструментом, массовые и габаритные параметры, прогнозируемый технический ресурс оборудования.

Принципиальное значение и наибольшую сложность при разработке технологических машин имеет достижение требуемой регулируемости выходных параметров шпинделей в процессе эксплуатации, что позволит их точно настраивать под требова-

ния целевого техпроцесса высокоскоростной механической обработки. Однако, в настоящее время разработчики и производители оборудования на аэростатических опорах сложных конструкций (конических, сферических, комбинированных), ввиду отсутствия надёжного алгоритма расчёта опор, практически используют единственный надёжный метод исследований процессов, параметров и характеристик – производственный или лабораторный эксперимент с приборным измерением. Таким образом, является актуальной задача создания эффективного алгоритма разработки (проектирования) шпинделей на конических аэростатических опорах, которая в себя включает:

- определение структуры шпинделя технологической машины, разработка его компоновочной и расчётной схем;
- упрощённый («прикидочный») расчёт геометрии опор по условиям внешней нагрузки, основных параметров эксплуатации и диапазонов регулирования;
- конструирование опор и опорных систем с требуемыми выходными параметрами и характеристиками на основе количественных и функциональных изменений в выбранных структурных прототипах;
- аналитический расчёт интегральных характеристик и их регулируемости;
- компьютерный инженерный анализ (вычислительный эксперимент), выполняемый в САПР на основе 3D-модели, который наиболее гибок и точен, способен дублировать или заменить как аналитический расчёт, так и натуральный эксперимент;
- экспериментальные исследования образцов разрабатываемых шпинделей с измерением параметров и характеристик, их сравнительный анализ с результатами теоретических исследований;
- итерационное совершенствование конструкций шпинделей на регулируемых аэростатических опорах с последующим исследованием параметров и интегральных характеристик различными методами для анализа эффективности модернизаций.

Целью работы является определение подходов, последовательности исследований, применяемых методов анализа и синтеза при разработке шпинделей на регулируемых конических аэростатических опорах для технологических машин, выполняющих высокоскоростную механическую обработку.

3. Последовательность и содержание процесса разработки шпинделей на конических аэростатических опорах

Создание шпинделей с регулируемыми характеристиками, которые по сути определяются регулируемостью их конических аэростатических опор, потребовала разработки методов аналитического расчёта и вычислительного компьютерного эксперимента, определения новых подходов к исследованию и обеспечению статической и динамической устойчивости, проведению натуральных экспериментов и т.д.

Был определён алгоритм теоретических исследований и проектных процедур для разработки шпинделей на конических регулируемых аэростатических опорах. Новые конструкции шпинделей предназначены для высокоскоростной механической обработки металлов и монокристаллов, отличаются от существующих в следующем:

- регулируемостью в широком диапазоне наиболее важных выходных параметров и характеристик – предельной частоты вращения, жёсткости, несущей способности, точности позиционирования; собственных частот колебаний, расхода технологического воздуха, что позволяет в процессе эксплуатации точно настраивать оборудование под оптимальные параметры и требования реализуемого технологического процесса высокоскоростной механической обработки;
- сложностью конструкции аэростатических опор с коническими несущими поверхностями различных углов наклона и регулируемой величиной среднего зазора с

воздушной смазкой между ними, наличием устройства для такого регулирования, внутренних или внешних лабиринтных сопротивлений протеканию смазки и т.д.

Примерами разрабатываемых шпинделей являются одноопорный шпиндель станка резки монокристаллов (рис. 1а) и высокоскоростной пневмошпиндель (рис. 1б) на регулируемых конических аэростатических опорах различной геометрии.

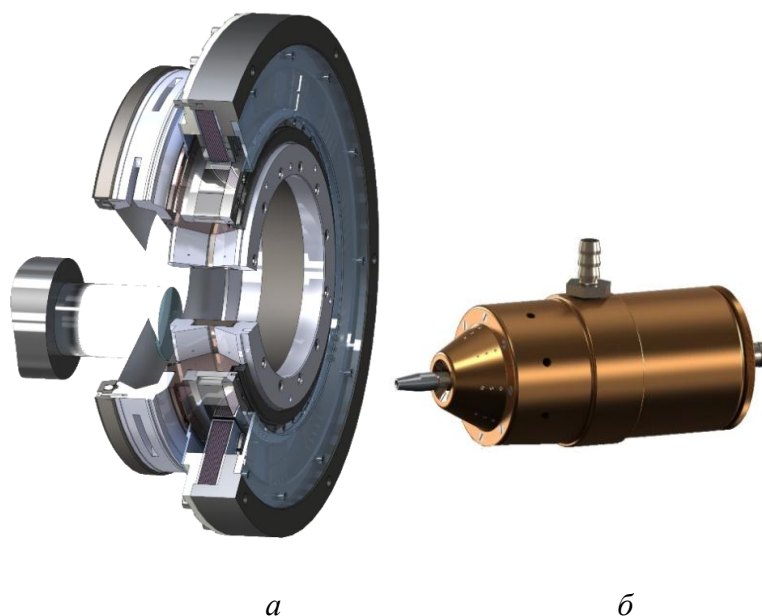


Рисунок 1. Твёрдотельные модели высокоскоростного одноопорного шпинделя для резки монокристаллов (а) и двухопорного высокоскоростного пневмошпинделя (б) на регулируемых конических аэростатических опорах.

Как известно, основные параметры и характеристики разрабатываемого шпинделя технологической машины первоначально закладываются в техническом задании (ТЗ). Для получения у созданного шпинделя параметров и характеристик, соответствующих ТЗ, выделим основные направления в общем алгоритме его разработки и научных исследований, сочетающем в себе операции анализа и синтеза:

1) Определение структуры шпинделя, разработка его компоновочной и расчётной схем. Алгоритм структурного синтеза и главные принципы компоновки и конструирования бесконтактных приводов изложены в [4, 5, 6]. Основными структурными вариантами для бесконтактных шпинделей предложено использовать одноопорные или многоопорные системы на конических регулируемых аэростатических опорах. Расчётные схемы и варианты конструкций приведены в монографии [5] (одноопорных приводов на рис. 1.15., 2.1., 2.13., 2.14., 2.15., 2.16., а многоопорных приводов – на рис. 1.17., 2.4., 2.5., 2.7., 3.8., 3.12., 3.21.). В [5, 6] было также показано, что одноопорная система имеет массогабаритные, стоимостные и энергетические преимущества. Однако, её применение, в сравнении с многоопорной системой, ограничено по условиям приложения технологических нагрузок, возможностями подвода заготовки к инструменту, а также требованием отсутствия значимого по величине изгибающего момента на роторе.

2) Расчёт привода на статическую устойчивость или устойчивость под действием постоянных по величине технологических нагрузок различных направлений. По заданным в ТЗ средней и максимальной технологическим нагрузкам ориентировочно определяются (в условиях статической неопределимости механической системы) сред-

ние и максимальные нагрузки на опоры шпинделя (равные и противоположно направленные силам реакции опор). Затем известные силы реакций каждой из аэростатических опор позволяют, на основе расчётной схемы, составить и решить систему уравнений статического равновесия относительно средней и максимальной технологической нагрузок на шпинделе, которые должны соответствовать заданным в ТЗ величинам.

На рис. 2. показаны расчётная схема и конструкция высокоскоростного пневмошпинделя (см. рис. 1б) на регулируемых конических аэростатических опорах различной геометрии.

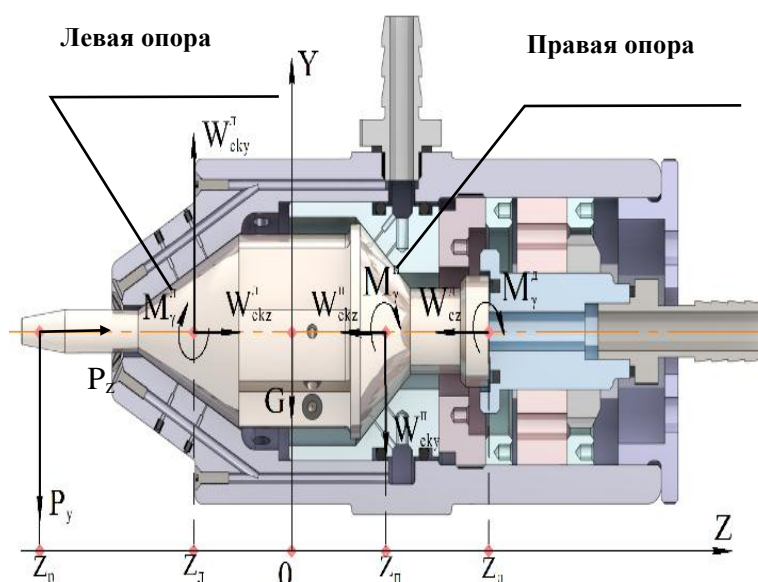


Рисунок 2. Пневмошпиндель в разрезе с действующими на ротор силами и моментами сил.

Ротор шпинделя при функционировании испытывает действие технологических нагрузок (с наибольшей составляющей P_y), силу тяжести G , силы реакций в опорах (радиальные W_{eky}^I , W_{eky}^{II} , и осевые W_{ekz}^I , W_{ekz}^{II} , W_{ekz}^d), реактивные моменты M_γ^I , M_γ^{II} , M_γ^d конических аэростатических опор и дополнительного подпятника.

Учитывая, что проектируются именно регулируемые конические опорные системы, конструктор должен рассчитать параметры и характеристики опор во всём диапазоне регулирования. Последний должен быть шире предполагаемых диапазонов параметров, требуемых для качественной реализации техпроцессов. При механической обработке металлов и монокристаллов это, прежде всего, жёсткость инструмента, частота вращения ротора (она определяет скорость резания), максимальные и номинальные силы резания (с учётом частоты вращения они определяют величину полезной мощности шпинделя). Как правило, при проектировании стремятся не только достичь требуемых диапазонов по параметрам, но обеспечить по ним некоторый запас и максимально точную регулируемость при эксплуатации.

3) Разработка конструкции шпинделей на основе количественных и функциональных изменений выбранных структурных прототипов, первичный расчёт параметров (геометрических, силовых, технологических) и характеристик для структурных элементов шпинделя (вал, аэростатические опоры, движитель, корпус). «Прикидочный» (первичный) расчёт конической опорной системы [5] позволяет достаточно быст-

ро по известным нагрузкам (силам реакции) определить геометрические параметры конических аэроstaticких опор и приступить к их подробному конструированию. Уточнение конструкций опор и шпинделя требует повторных расчётов и проверки новой конструкции на соответствие по несущей способности каждой из опор и всего шпинделя.

4) Окончательное определение интегральных характеристик конических аэроstaticких опор аналитическим методом и дублирующим (уточняющим) расчётом на основе метода конечных элементов. В [5, 6] был разработан метод декомпозиции для аналитического определения интегральных характеристик конических опор, показана разработка расчётной схемы и методика исследования характеристик многоопорной аэроstaticкой системы аналитическим методом. Также разработана методика вычислительного компьютерного эксперимента [5, 6] по численному определению параметров и интегральных характеристик аэроstaticких опор и опорных систем методом конечных элементов средствами САПР. На рис. 3. показаны результаты компьютерного вычислительного эксперимента. Он демонстрирует, как изменяется картина распределения давления воздушной смазки в конических опорах пневмошпинделя под нагрузкой и при её отсутствии. Средний зазор в правой опоре 25 мкм, левой – 35 мкм; давление подачи воздушной смазки $5,5 \cdot 10^5$ Па [5, 6]; эксцентриситет, вызванный нагрузкой – 20 мкм.

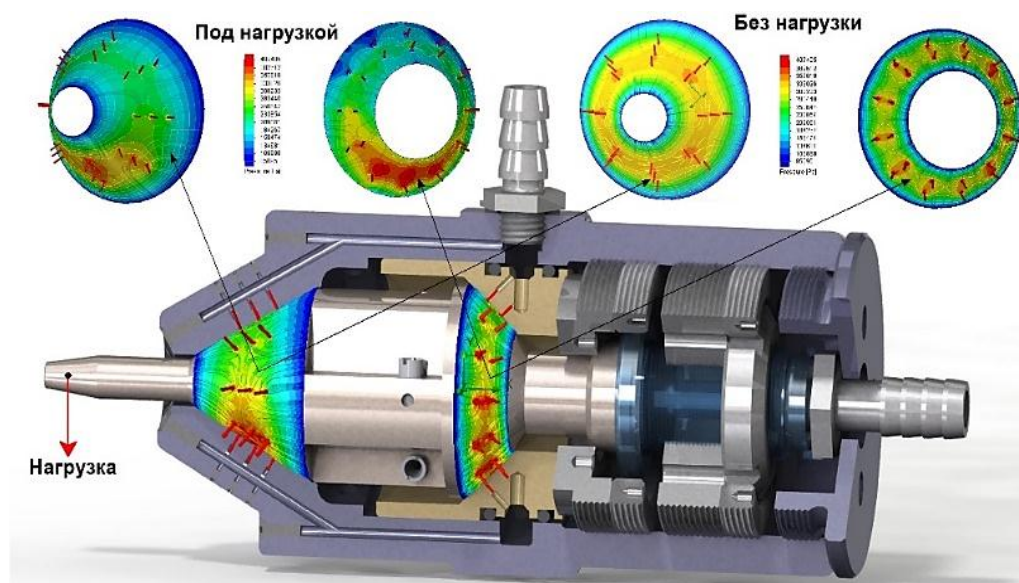


Рисунок 3. Распределения давления воздушной смазки в опорах пневмошпинделя под внешней нагрузкой и без неё.

Разработанная методика вычислительного эксперимента обеспечивает:

- уровень достоверности количественной информации не менее 88 % (погрешность в сравнении с результатами, полученными другими методами не превышает 12 %);
- уровень чувствительности по давлению подачи воздушной смазки не ниже 0,05 атм.;
- уровень чувствительности по изменяемому эксцентриситету e в опорах не ниже 2 мкм;
- повторяемость в серии одинаковых вычислительных экспериментов по величине определяемой интегральной характеристики не менее 98 %.

5) Исследование динамической устойчивости бесконтактного шпинделя. Они выполняются с помощью предложенного критериального подхода к обеспечению его динамической устойчивости, а также полученных уравнений малых колебаний ротора. Для этого нами были получены критерии устойчивости движения при радиальных, осевых и угловых колебаниях ротора одноопорного шпинделя (см. рис. 1., а) [5, 6]:

$$1 \geq \left| \frac{F_{x,y}^0 \sqrt{m}}{b_{x,y} A_0 \sqrt{K_{x,y}^\varepsilon}} \right| ; 1 \geq \left| \frac{F_{x,y}^0 \sqrt{m}}{b_{x,y} A_0 \sqrt{K_{x,y}^\varepsilon + K_{x,y}^{ec}}} \right| ; 1 \geq \left| \frac{F_z^0 \sqrt{m}}{b_z A_0 \sqrt{K_t^\varepsilon}} \right| ; 1 \geq \left| \frac{M_y^0 \sqrt{J_C}}{b_z R_{\text{оп}} \gamma_0 \sqrt{2K_t^\varepsilon R_{\text{оп}}^2}} \right| .$$

Аналогичные критерии для двухопорного пневмошпинделя имеют вид (см. рис. 1б, рис. 2 и рис. 3.):

$$1 \geq \left| \frac{F_y^0 \sqrt{m}}{b_{x,y} B_0 \sqrt{K_{\text{п}}^\varepsilon + K_{\text{л}}^\varepsilon + K_{\text{дв}}^\varepsilon}} \right| ; 1 \geq \left| \frac{F_z^0 \sqrt{m}}{b_z A_0 \sqrt{K_{\text{зл}}^\varepsilon + K_{\text{зп}}^\varepsilon}} \right| ; 1 \geq \left| \frac{M_c^0 \sqrt{J_C}}{b_{x,y} l \gamma_0 \sqrt{K_{\text{п}}^\gamma + K_{\text{л}}^\gamma + 2l^2 K_{\text{л,п}}^\varepsilon}} \right| .$$

Здесь: m – масса и J_C – момент инерции ротора; $F_y^0, F_{xy}^0, F_z^0, M_y^0, M_c^0$ – амплитудные значения внешней силы и внешнего момента относительно центра масс; $K_{x,y}^\varepsilon, K_t^\varepsilon$ – жёсткости опоры в радиальном и осевом направлениях; $K_{x,y}^\varepsilon + K_{x,y}^{ec}$ – суммарная радиальная жёсткость при комбинированном способе достижения устойчивости; $K_{\text{п}}^\varepsilon, K_{\text{л}}^\varepsilon, K_{\text{дв}}^\varepsilon$ – радиальные жёсткости соответственно правой (П), левой (Л) опор ротора и ДУ, создающего главный вектор движущих сил $F_{\text{дв}}$; $K_{\text{п}}^\gamma, K_{\text{л}}^\gamma$ – собственные угловые жёсткости правой и левой опор; $b_z, b_{x,y}$ – коэффициенты сопротивления внешней среды; $R_{\text{оп}}, l$ – расстояние от центра масс ротора до центра опорной поверхности и до одной из опор соответственно; A_0, γ_0 – значения линейной и угловой амплитуд при $t_0 = 0$. Выполнение данных критериев обеспечивает асимптотическую устойчивость вращающихся роторов шпинделей в различных динамических подсистемах (по разновидности возникающих колебаний) даже при возникновении резонанса, что позволяет проходить шпинделям критические области колебаний на переходных режимах [5, 6]. Выполняется исследование собственных и критических частот колебаний с помощью вычислительных компьютерных экспериментов в среде САПР.

6) Применение конструктивных усовершенствований и выбор рациональных параметров шпинделей для повышения их надёжности, улучшения функциональности и технико-экономических характеристик. В [5] выполнена модернизация одноопорной системы шпинделя, позволяющая увеличить его жёсткость при снижении массы и расхода технологического воздуха. Для двухопорного пневмошпинделя предложено использовать конические опоры различной конструкции и размеров – с разными соотношениями осевых и радиальных грузоподъёмностей, показаны способы регулирования величин средних зазоров опор и усиления правой опоры посредством раззенковки питателей и внутреннего лабиринтного сопротивления на правой опоре, что приводит к повышению жёсткости и несущей способности обеих опор и всего пневмошпинделя [5, 6].

На рис. 4. показаны траектории движения центра конуса левой конической аэростатической опоры пневмошпинделя (см. рис. 2. и рис. 3.) при вынужденных колебаниях после (а) и до (б) усиления его правой опоры [4].

Функциональные зависимости получены в ходе компьютерных вычислительных экспериментов в среде САПР.

7) Выбор типа и конструктивная проработка движителя с учётом компоновочной схемы бесконтактного шпинделя. При комбинированном способе обеспечения статической и динамической устойчивости движитель создаёт, наряду с вращающим моментом

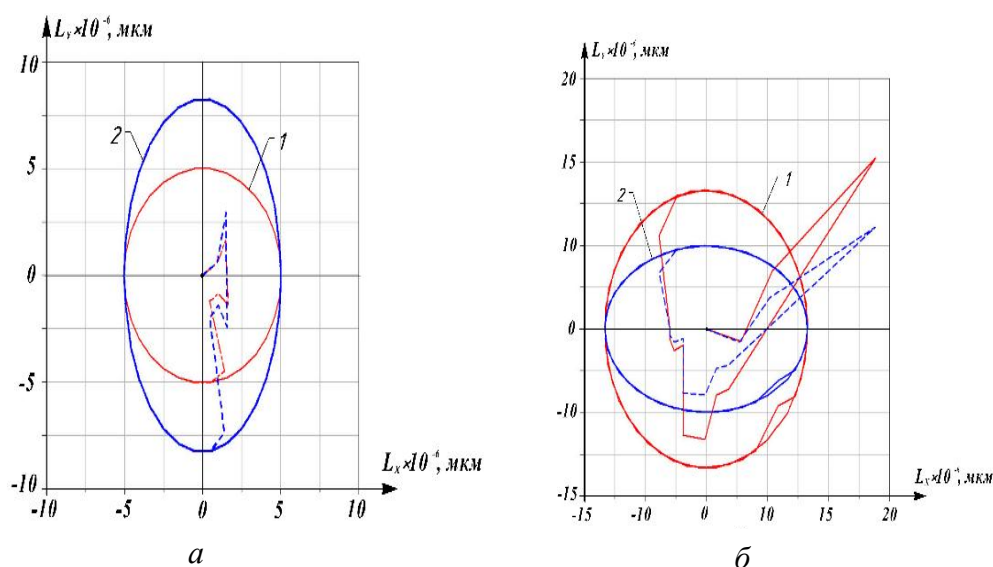


Рисунок 4. Траектории центра масс левой опоры после (а) и до (б) усиления правой опоры шпинделя: 1 – колебания левой опоры без нагрузки ($\varepsilon = 0$); 2 – колебания левой опоры под максимальной нагрузкой с относительным эксцентриситетом в опоре $\varepsilon = 0.8$.

том, и главный вектор движущих сил. Последний играет роль дополнительной опоры для ротора, а потому должен учитываться в расчётах на устойчивость опорной системы [6]. В общем случае для движителя обязательными являются обеспечение требуемой мощности и достижение заданных частот вращения. Дополнительные требования, как правило, связаны с потребляемой мощностью, динамикой разгона, регулируемостью, температурными режимами, показателями надёжности, виброактивностью.

8) Экспериментальные исследования. На рис. 4. показан в разобранном виде экспериментальный образец пневмошпинделя на конических аэростатических опорах.

Для выполнения экспериментальных исследований были разработаны лабораторная установка и методика исследований, которые имеют особенности, связанные с конструкцией, настройкой, измерением параметров и интегральных характеристик регулируемых конических аэростатических опор и всего бесконтактного шпинделя.

В натурных экспериментах шпиндели и их опоры проверялись на статическую и динамическую устойчивость при действии максимально допустимых внешних нагрузок, на достижение заданных жёсткости, несущей способности, скоростных режимов, уровней регулируемости и т.д.

Полученные результаты испытаний высокоскоростного двухопорного пневмошпинделя на подъёмную силу, несущую способность и жёсткость отличаются от теоретических, полученных при компьютерных вычислительных экспериментах, на 5 % – 12 %, а от результатов расчётов аналитическим методом на основе полученного аналитического решения основного уравнения газовой смазки – до 9 %.



Рисунок 5. Экспериментальный образец высокоскоростного пневмошпинделя.

4. Выводы

Предложены и исследованы подходы и последовательность разработки шпинделей на регулируемых конических аэроэстатических опорах, применяемые при этом методы анализа и синтеза. Они позволяют разрабатывать новые конструкции шпинделей с регулируемыми характеристиками для технологических машин, выполняющих высокоскоростную механическую обработку.

Эффективность полученных результатов исследований базируется на охвате ими основных проектных процедур, получении количественной и качественной информации перекрёстно тремя методами – аналитическим, компьютерным экспериментом и натурными измерительными экспериментами.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Космынин, А. В. Шпиндели на газовых опорах – перспективный путь развития высокоскоростной обработки металлов / А. В. Космынин, М. Р. Петров // Современные проблемы науки и образования. – 2006. – №6. – С. 47-48.
2. Дроздович, В. Н. Газодинамические подшипники / В. Н. Дроздович. – Л.: Машиностроение, 1976. – 208 с.
3. Рябичев, В. Д. Основы расчёта энергосберегающих опор с газовой смазкой для оборудования механической обработки / В. Д. Рябичев, В. Е. Брешев // Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении: Сб. науч. тр. – 2020. – № 1(30). – С. 10-19.
4. Пинегин, С. В. Статические и динамические характеристики газостатических опор / Пинегин С. В., Табачников Ю. Б., Сипенков И. Е. – М.: Наука, 1982. – 265 с.
5. Брешев, В. Е. Приводы машин на регулируемых конических аэроэстатических опорах: Монография / В. Е. Брешев, А. В. Брешев. – Луганск: Изд-во Луганского государственного университета им. В. Даля, 2016. – 204 с.
6. Брешев, В. Е. Развитие теории и методов проектирования приводов бесконтактного типа с комбинированным и пассивным обеспечением устойчивости: Монография / В. Е. Брешев. – Луганск: Изд-во Луганского государственного университета им. В. Даля, 2016. – 208 с.

Поступила в редколлегию 20.04.2021 г.

В. А. Витренко, д-р техн. наук, проф., **В. В. Черных**, ст. преп.
Луганский государственный университет имени Владимира Даля, ЛНР
Тел./Факс: +38 (0642) 344857; E-mail: vitrenko.vl@gmail.com

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НАКАТКИ И РАСКАТКИ ДЕТАЛЕЙ КОЛЕСНЫХ ПАР ТЕПЛОВЗОВ ЗА СЧЕТ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ НАКАТНОГО ИНСТРУМЕНТА

В статье рассматривается технология накатки и раскатки деталей колесных пар тепловозов при помощи накатного инструмента, полученного как огибающая накатываемой поверхности. Разработана принципиально новая схема формообразования накатного инструмента, позволяющая получить инструмент как огибающую обрабатываемой детали в пространственном станочном зацеплении. Рабочая поверхность инструмента получена при помощи формообразующего движения вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперболоида. Показано влияние разработанной технологии и инструмента на диаграммы формирования колесных пар тепловозов.

Ключевые слова: гиперболоид, накатной ролик, профиль, схема формообразования, диаграмма запрессовки.

V. A. Vitrenko, V. V. Chernykh

IMPROVEMENT OF LOCOMOTIVES PAIR-WHEELS COMPONENTS ROLLING AND UNROLLING QUALITY DUE TO PERFECTION OF ROLLING INSTRUMENT

The article investigates locomotives pair-wheels components rolling and rolling out technique using rolling instrument obtained as an envelope of surface being rolled. Principally new scheme of rolling instrument formation allowing to get the instrument as an envelope of the component being treated in a space machine-tool engagement has been developed. Instrument working surface has been obtained using form-shaping motion along rectilinear generatrix of single-cavity hyperbola. The influence of developed technology and instrument on diagrams of locomotive pair-wheels formation has been shown.

Key words: hyperbola, knurling roll, profile, form-shaping scheme, diagram of pressing in.

1. Введение

При формировании элементов экипажной части подвижного состава, огромное значение имеет роль вида обработки их поверхностей. Так, поверхность оси колесной пары и отверстие в колесном центре тепловоза подвергаются накатке и раскатке их поверхностей [1], [2]. В данном случае обработки, рассматривается сглаживающая накатка сопрягаемых поверхностей. Поверхность оси тепловоза накатывается при помощи накатного ролика, ось которого параллельна оси накатываемой детали (оси тепловоза). Накатной инструмент и схема такой накатки приведены на рис. 1.

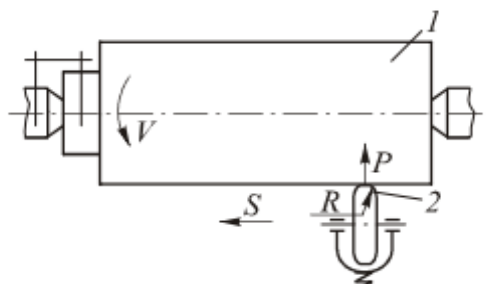


Рисунок 1. Схема накатки шейки оси тепловоза

Отверстие в колесном центре раскатывается при помощи двух раскатных роликов, оси которых параллельны оси отверстия в колесном центре (рис. 2).

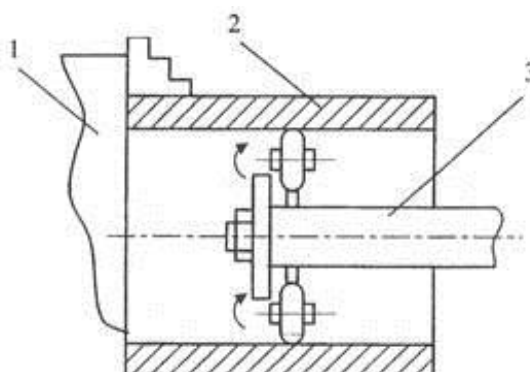


Рисунок 2. Схема раскатки отверстия в колесном центре тепловоза

Такая обработка наружных и внутренних поверхностей элементов колесной пары приводит к образованию винтовой линии, шаг которой увеличивается с увеличением подачи накатного (раскатного) инструмента. Борьба за повышение производительности накатки деталей приводит к увеличению шага этой винтовой линии. Кроме того, с увеличением усилия накатки (раскатки) увеличивается волна пластически деформируемого металла, бегущая перед накатным инструментом [3], [6]. Эти негативные последствия такой механической обработки обусловлены совпадением контактных линий на инструменте и обрабатываемой поверхности со скоростью скольжения контактирующих поверхностей [4], [5], [7].

Обработанные поверхности оси тепловоза и отверстия в колесном центре сопрягают при помощи гидропрессового метода соединения. Винтовая форма поверхностей этих деталей приводит к образованию брака запрессовки величина которого может достигать до 5% от количества прессуемых деталей.

2. Основное содержание и результаты работы

Для стабилизации процесса запрессовки необходимо разработать новый инструмент и технологию накатки оси и раскатки отверстия в колесном центре. Накатка деталей при помощи предлагаемого инструмента должна осуществляться таким образом, чтобы контактные линии на обрабатываемой детали располагались под углом к относительной скорости скольжения инструмента и детали. В этом случае накатной инструмент должен представлять собой огибающую накатываемой детали в пространственном станочном зацеплении. С этой целью в работе был разработан принципиально новый накатной и раскатной инструмент, схема его формообразования, а также технология накатки и раскатки перечисленных выше деталей колесных пар тепловозов.

Необходимо помнить, что поверхности накатного инструмента и накатываемой цилиндрической поверхности должны постоянно находиться в непрерывном взаимном касании. В относительном движении такие поверхности являются взаимоогibaемыми. Поэтому для нахождения условия непрерывности касания сначала нужно определить огибающую семейства поверхностей, описывающих накатной инструмент, в зависимости от их двухпараметрического огibaния.

Выберем систему координат x_1, y_1, z_1 в которой записан радиус – вектор, описывающий точку на обрабатываемой (накатываемой) поверхности:

$$r_1 = r_1(v, \psi) = \begin{pmatrix} x_1(v) - r \\ y_1(v) \\ z_1(\psi) \end{pmatrix} = (x_1(v) - r)\vec{i} + y_1(v)\vec{j} + z_1(\psi)\vec{k} \quad (1)$$

где: $x_1(v)$ и $y_1(v)$ - необходимые число раз дифференцируемые по параметру v функции, $r = const$ - радиус окружности, ψ - текущая координата по оси накатываемой детали z_1 . Далее для простоты переменные параметры v и ψ опустим.

Переход от системы координат связанной с накатываемой деталью x_1, y_1, z_1 к системе координат связанной с накатным инструментом x_2, y_2, z_2 осуществим при помощи матричного исчисления посредством следующего выражения:

$$r_2 = M_{2p} M_{p0} M_{01} r_1, \quad r_2 = M_{21} r_1 \quad (2)$$

где: M_{21} - матрица перехода от системы координат накатываемой детали к системе координат накатного инструмента.

В координатной форме поверхность или точка поверхности накатного ролика будет иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} x_2 &= (x_1 - r)(\cos \phi_1 \cos \phi_2 + \cos \gamma \sin \phi_1 \sin \phi_2) + y_1(-\sin \phi_1 \cos \phi_2 + \\ &\quad + \cos \gamma \cos \phi_1 \sin \phi_2) + z_1 \sin \gamma \sin \phi_2 + A \cos \phi_2; \\ y_2 &= (x_1 - r)(\cos \phi_1 \sin \phi_2 - \cos \gamma \sin \phi_1 \cos \phi_2) + y_1(-\sin \phi_1 \sin \phi_2 - \\ &\quad - \cos \gamma \cos \phi_1 \cos \phi_2) - z_1 \sin \gamma \cos \phi_2 + A \sin \phi_2; \\ z_2 &= (x_1 - r) \sin \gamma \sin \phi_1 + y_1 \sin \gamma \cos \phi_1 - z_1 \cos \gamma. \end{aligned} \quad (3)$$

Здесь: ϕ_1 - угол поворота накатываемой детали, ϕ_2 - угол поворота накатного инструмента ($\phi_2 = u_{21} \phi_1$, где u_{21} передаточное число), γ - угол скрещивания осей, A - расстояние между осями накатываемой детали и накатного инструмента.

Таким образом, мы получили уравнения (3) однопараметрического семейства огибающих обрабатываемой цилиндрической поверхности или семейства поверхностей искомого накатного инструмента.

Чтобы получить уравнения поверхности накатного инструмента, из уравнений (3) необходимо исключить параметр ψ . Для этого воспользуемся уравнением непрерывности касания накатываемой детали и накатного инструмента. Это уравнение будет выглядеть следующим образом:

$$\left[\frac{\partial \vec{r}}{\partial v} \times \frac{\partial \vec{r}}{\partial \psi} \right] \frac{\partial \vec{r}}{\partial \phi} = 0. \quad (4)$$

Учитывая, что $\frac{\partial \vec{r}}{\partial v} \times \frac{\partial \vec{r}}{\partial \psi} = \vec{N}$ - общая нормаль к касающимся поверхностям, а $\frac{\partial \vec{r}}{\partial \phi} = \vec{V}^{(12)}$ - скорость относительного движения поверхности накатного инструмента и накатываемой оси теплового, уравнение (4) можно записать в следующем виде:

$$\vec{V}^{(12)} \vec{N} = 0. \quad (5)$$

Уравнение (5) является уравнением непрерывности станочного касания. Следовательно, контакт нашего накатного ролика и накатываемой детали будет непрерывным, т.е. постоянным. Если уравнение (5) приписать к уравнению (3), то получим систему уравнений, описывающих профиль искомого накатного ролика.

В первом эксперименте ось колесной пары накатывалась при помощи накатного ролика, ось которого параллельна оси накатываемой локомотивной оси (рис. 3а). Колесные центра раскатывались при помощи раскатки, в которой оси накатных роликов параллельны оси раскатываемого колесного центра.



Рисунок 3. Накатка оси локомотива при помощи существующего (а) и предложенного (б) инструмента

Во втором эксперименте ось тепловоза накатывалась при помощи разработанного гиперболоидного ролика (рис. 3б). Этот накатной ролик является огибающей накатываемой тепловозной оси и представляет собой однополостной гиперболоид. При его

формообразовании главным движением резания было движение вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперboloида. Колесные центра раскатывались при помощи раскатки, в которой оси накатных роликов скрещиваются по отношению к оси раскатываемого колесного центра (рис. 4).

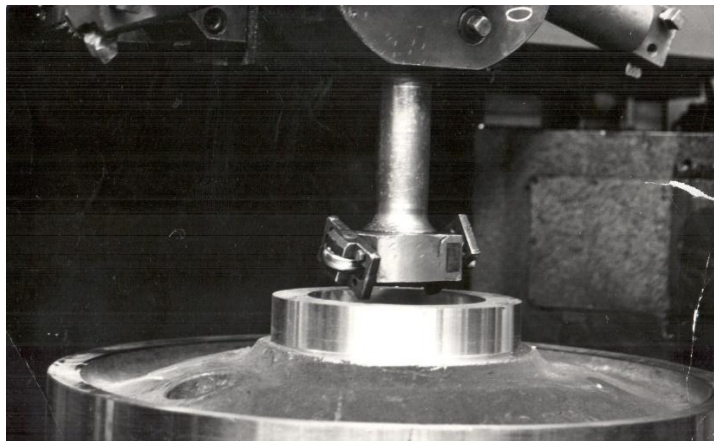


Рисунок 4. Раскатка оси в колесном центре при помощи предложенного инструмента

Наружный профиль таких роликов представляет собой бочкообразную форму и является огибающей раскатываемой детали в пространственном станочном зацеплении.

В качестве материала для предложенных накатных и раскатных роликов выбрана быстрорежущая сталь Р6М5 твердость которой лежала в пределах HRC 61...63. Обрабатываемый материал – осевая сталь. Для создания оптимального накатываемого слоя давление в контакте должно составлять $P = 0,0146 \text{ Мпа/мм}^2$. Это давление зависит от площади контактирующих тел, т.е. от их приведенной кривизны. Анализ приведенных кривизн, полученных в аналитическом виде для разработанного инструмента позволил найти величину усилия накатки в зависимости от геометрии накатного ролика и геометрии накатываемого (раскатываемого) изделия. Такой анализ позволил в значительной степени сократить объем дорогостоящих экспериментальных исследований, что в свою очередь снизило себестоимость формообразования колесных пар локомотивов.

В ходе экспериментальных исследований проводилось формирование колесных пар локомотива на гидравлическом прессе, процесс которого представлен на рис. 5.

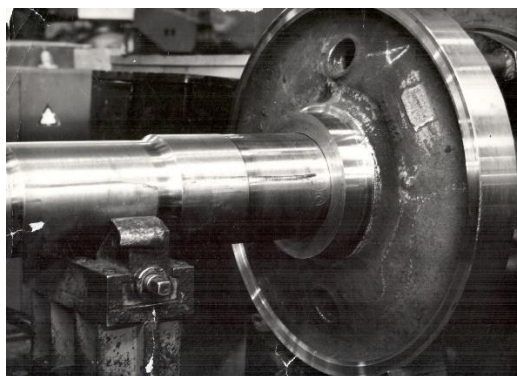


Рисунок 5. Гидропрессовый способ формирования колесной пары тепловоза

Процесс формирования заключался в прессовой посадке правого и левого колесных центров на ось локомотива. Результат такого формирования отражен на диаграммах запрессовки. При этом длина сопряженной части оси составляла $L=309,0\text{мм}$. На первом этапе проведено прессование левой части оси. Диаметр оси составлял $\Phi 235,21\text{мм}$, а диаметр отверстия в колесном центре составлял $\Phi 235,0\text{мм}$. Максимальное усилие запрессовки составило $P=129,28\text{т}$. Затем производилась запрессовка правой части оси. Диаметр оси составлял $\Phi 235,22\text{мм}$, а диаметр отверстия в колесном центре составлял $\Phi 235,0\text{мм}$. Максимальное усилие запрессовки составило $P=133,95\text{т}$. Диаграммы запрессовки представлены на рис. 6а. Во втором эксперименте ось колесной пары накатывалась при помощи специально спрофилированного накатного ролика, ось которого скрещивалась с осью накатываемой тепловозной оси. При этом длина сопряженной части оси составляла $L=309,0\text{мм}$. На первом этапе проведено прессование левой части оси. Диаметр оси составлял $\Phi 235,23\text{мм}$, а диаметр отверстия в колесном центре составлял $\Phi 235,02\text{мм}$. Максимальное усилие запрессовки составило $P=126,24\text{т}$. Затем производилась запрессовка правой части оси. Диаметр оси составлял $\Phi 235,24\text{мм}$, а диаметр отверстия в колесном центре составлял $\Phi 235,02\text{мм}$. Максимальное усилие запрессовки составило $P=124,95\text{т}$. Диаграммы запрессовки представлены на рис. 6б.

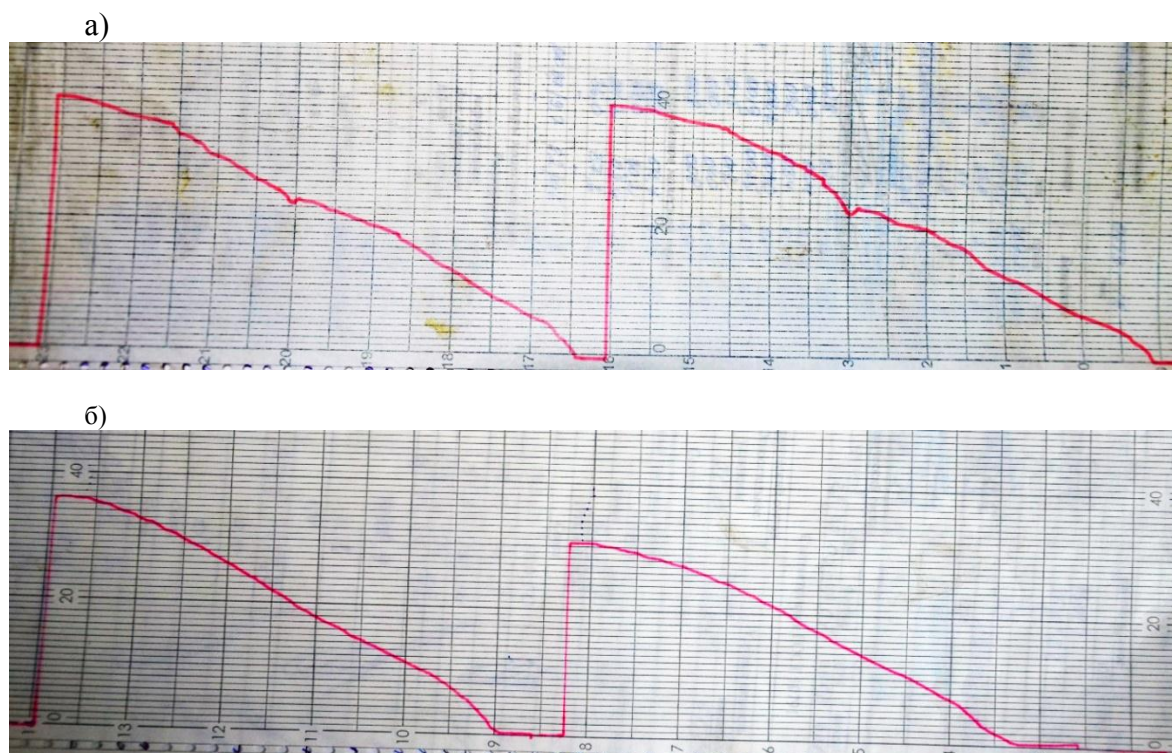


Рисунок 6. Диаграммы запрессовки элементов колесной пары, обработанных по стандартной (а) и предложенной (б) технологиям

Необходимо отметить, что анализ диаграмм запрессовки показал, что при запрессовке элементов колесной пары, обработанных по предложенной технологии при помощи гиперболоидного инструмента, диаграммы имеют стабильный вид. Нет рывков, скачков и других дефектов прессования. Это можно объяснить, тем, что накатка и раскатка элементов колесной пары при помощи разработанного инструмента позволила устранить винтовую линию на обработанных поверхностях. Кроме того, предложенная технология позволила устранить волну пластически деформированного металла, бегу-

щую перед накатным роликом. В целом эффект от внедренной новой технологии позволил в значительной степени приблизить теоретическую и практическую опорную поверхность на прессуемых деталях, что в значительной степени влияет на прочность прессовых соединений, устраняет ошибки и человеческий фактор при подборе деталей для селективной сборки колесных центров и осей тепловоза.

3. Заключение

Необходимо отметить, что выполненные исследования позволили:

1. Разработать схему формообразования принципиально нового накатного инструмента при которой формообразующий инструмент движется вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперboloида.

2. В аналитическом виде найти профиль накатного инструмента, имеющий линейный характер касания с накатываемой деталью любого диаметра.

3. Найти основные геометрические и кинематические показатели процесса накатки и раскатки деталей локомотивов при помощи разработанного гиперboloидного инструмента.

4. Разработать конструкции накатного и раскатного инструмента, а также приспособлений, применяемых для накатки и раскатки деталей колесной пары локомотива.

5. Провести анализ диаграмм формирования колесных пар детали которых накатаны и раскатаны при помощи существующих инструментов и технологий, а также инструментов и технологий, предложенных в статье.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Блюменштейн В.Ю. Механика процесса поверхностного пластического деформирования. Модель упрочняемого упругопластического тела / В.Ю. Блюменштейн, М.С. Махалов // *Обработка металлов (Технология. Оборудование. Инструменты).* – 2018. – т. 20, № 4. – с. 6-20.

2. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами / В.М. Браславский. – М.: Машиностроение, 1976. – 159 с.

3. Бутенко В.И. Финишная обработка поверхностей деталей: способы, устоява, инструменты / В.И. Бутенко. – Ростов-на-Дону: ДГТУ, 2018, 219с.

4. Kozlov A.M. Modeling a Cylindrical Surface Machined by a Non-Circular Face Tool / A.M. Kozlov, A.A. Kozlov, Y.V. Vasilenko // *Procedia Engineering.* – 2016, №150. – Pp. 1081-1088 doi: 10.1016/j.proeng. 2016.07.21.

5. Нагоркин М.Н. Параметрическая надёжность технологических систем чистой и отделочно-упрочняющей обработки поверхностей деталей машин инструментами из сверхтвёрдых синтетических материалов: моногр. / М.Н. Нагоркин; под ред. А.В. Киричека. – М.: Спектр, 2017. – 304 с.

6. Технология и инструменты отделочно-упрочняющей обработки деталей поверхностным пластическим деформированием: справочник в 2-х т., т. 2. / А.Г. Суслов, А.П. Бабичев, А.В. Киричек и др.: под общ. ред. А.Г. Суслова. – М.: Машиностроение, 2014. – 444 с.

7. Чижик С.А. и др. Обеспечение качества изделий в технологических комплексах. Под общ. ред. М.Л. Хейфеца. – Минск: Беларуская навука, 2019. – 248 с.

Поступила в редколлегию 14.04.2021 г.

УДК 621.923

В. В. Гусев д-р техн. наук, проф., **А. Д. Молчанов** к.т.н., доцент
Д. А. Моисеев, аспирант
Донецкий национальный технический университет
Тел./Факс: +38 (062) 3010807; E-mail: msmo@fimm.donntu.org

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТЕХНИЧЕСКОЙ КЕРАМИКИ НА УДЕЛЬНЫЙ РАСХОД АЛМАЗА

В статье приведен анализ изменения параметров рабочей поверхности алмазного шлифовально-го круга при обработке технической керамики. Износ алмазных зерен носит преимущественно абразивный характер, что косвенно подтверждается линейной зависимостью интенсивности износа от твердости обрабатываемого материала. Экспериментально установлено, что удельный расход алмаза определяется средними сечениями среза обрабатываемого материала на алмазных зернах. При средних сечениях среза менее критического значения удельный расход алмаза зависит от производительности обработки керамики.

Ключевые слова: керамика, алмазный круг, алмазное шлифование керамики, удельный расход алмаза.

V. V. Gusev, A. D. Molchanov, D. A. Moiseev

INFLUENCE OF MECHANICAL PROCESSING MODES AND PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF TECHNICAL CERAMICS ON THE SPECIFIC CONSUMPTION OF DIAMONDS

The article provides an analysis of the change in the parameters of the working surface of a diamond grinding wheel when processing technical ceramics. Debris of diamond grains is predominantly abrasive, which is indirectly confirmed by the linear dependence of the intensity of wear from the hardness of the material being processed. It is experimentally established that the specific consumption of diamond is determined by the average sections of the cutting material of the material being treated on diamond beans. With the middle sections of the slice of less critical value, the specific flow rate of the diamond linearly depends on the performance of the processing of ceramics.

Keywords: ceramics, diamond wheel, diamond grinding of ceramics, specific consumption of the diamond.

Введение. Все шире в различных областях техники применяются детали из технической керамики (ТК). Основными требованиями, предъявляемыми на стадии производства к этим деталям, является обеспечение требований по точности обработки и качеству поверхностного слоя керамические детали для высоконагруженных конструкций авиационного и космического назначения, газотурбинных двигателей, обтекатели антенн, автомобильных двигателей, режущего инструмента, деталей металлургического производства, работающих в условиях воздействия на них интенсивных тепловых и силовых нагрузок. Они вызывают в керамических деталях сложное неравномерное напряженно-деформированное состояние. Хрупкий характер разрушения керамических материалов заставляет обращать основное внимание не на прочность химической связи, которая весьма высока, а на величину, количество и распределение микротрещин, возникающих как на стадии получения заготовки, так и при механической обработке. Необходимо, чтобы уровень напряжений в процессе эксплуатации был ниже прочности материала при заданном уровне вероятности разрушения [1,2]. При этом конструктор, как правило, не оговаривает требования к структуре дефектного слоя керамики, который оказывает непосредственное влияние на прочность детали.

Алмазное шлифование является наиболее эффективным способом съема материала припуска в керамических заготовках вследствие их высокой твердости. Выходные

показатели технологической системы операции алмазного шлифования технической керамики – точность, качество обработанной поверхности, энергоемкость, производительность, расход инструмента определяется характеристикой инструмента и изменением состояния его рабочей поверхности в процессе обработки. По мере удаления материала припуска происходит изменение состояния режущей поверхности круга. С увеличением удаляемого кругом объема материала припуска растет сила резания, что может привести к появлению брака при изготовлении деталей из керамики вследствие скалывания краев и растрескивания пластин из керамики [3], увеличению глубины и структуры трещиноватого слоя, влияющих на эксплуатационную прочность изделий [4]. Выбор рациональных условий алмазного шлифования невозможен без анализа изменения состояния РПК во времени [5,6].

Обычно в качестве набора параметров, которые подлежат назначению технологом при обработке и условно считающиеся непрерывными, принимают режимы резания. В основе выбора параметров процесса обработки лежат знания о физической природе протекающих при резании явлений и их влиянии на формирование поверхностного слоя изделий из керамики. Необходимо иметь набор зависимостей между параметрами, подлежащими определению, и параметрами качества поверхностного слоя изделий из керамики. Однако технолог не всегда учитывает изменения, происходящие в рабочей поверхности алмазного шлифовального круга при обработке керамики.

Поэтому разработка методики выбора технологических условий обработки с учетом требований по вероятности безотказной работы по прочности изделия и требованиям по высотным параметрам микрорельефа поверхностного слоя деталей из керамики с учетом изменяющейся характеристики рабочей поверхности круга (РПК) является актуальной.

Цель настоящей работы является выявление закономерностей изменения состояния РПК в процессе работы на основе функционирования технологической системы алмазного шлифования керамики, влияния режима обработки на удельный расход алмаза.

Экспериментальное определение характеристик рабочей поверхности круга и силы резания. Для проведения исследований по определению сил резания, оценки состояния рабочей поверхности алмазных кругов при шлифовании образцов из конструкционной керамики был создан исследовательский стенд на базе заточного станка модели 3672. Обрабатываемый материал ситалл АС-370 ($K_{1c}=2,1 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0,5}$, $HV=8 \text{ ГПа}$), ситалл АС-418 ($K_{1c}=1,7 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0,5}$, $HV=7,8 \text{ ГПа}$), оксидная горячепрессованная керамика Al_2O_3 (Гп) ($K_{1c}=4,2 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0,5}$, $HV=14,9 \text{ ГПа}$).

Линейный износ круга $\Delta L(\tau)$ измеряли с помощью специального стационарного приспособления [7] в шести фиксированных точках по периферии и в трех точках вдоль образующей круга с точностью $\pm 0,001 \text{ мм}$. Удельный расход алмаза q (в $\text{мг}/\text{см}^3$) инструмента определяли согласно ГОСТ 16181-82 и методики, приведенной в работе [5]. Максимальный вылет зерен из связки ΔR (мкм) определяли по профилограммам, которые определяли непосредственно на станке. Определение числа зерен на рабочей поверхности круга $n_z(\tau)$ находили в соответствии с методом стереологической реконструкции поверхности [8] круга по профилограммам. Из профилограмм также определяли по результатам профилографирования круга расстояние между вершинами зерен и плотность распределения вершин зерен по высоте рабочей поверхности алмазного круга u , которая оценивалась распределением Вейбулла

$$f(u) = \frac{\delta}{\lambda} \cdot u^{\delta-1} \cdot \exp\left(-\frac{u}{\lambda}\right), \quad (1)$$

где δ и λ - параметры распределения ($\delta > 0$, $\lambda > 0$).

Составляющие силы резания при шлифовании регистрировались через усилитель 8АНЧ-7М (погрешность 5%) самописцем НЗ38 – 4П (погрешность 4%). Перед проведением исследований систему измерений тарировали. Статическую тарировку проводили с помощью динамометра ДОСМ-0,5. Было установлено отсутствие взаимовлияния при измерении составляющих силы резания. Совокупная погрешность системы измерения составляющих силы резания, определенная вероятностным способом, не превышает 14,5%. Чувствительность измерения горизонтальной составляющей силы резания составила 0,25 Н/мм, а вертикальной – 0,5 Н/мм. СОТС – вода с добавкой 0,3% кальцинированной соды (расход – 5л/мин).

Перед проведением исследований круг правился электроэрозионным методом с контролем исходного состояния круга методом профилографирования. При проведении исследований в каждой экспериментальной точке число повторных измерений было не менее трех. С целью устранения влияния ширины образцов на полученные результаты для сопоставления обрабатываемости различных видов керамики силы резания приводились к единице ширины образца, т.е. определялись погонные значения сил резания при плоском врезном шлифовании периферией круга.

Результаты экспериментальных исследований. При обработке керамики и ситаллов с увеличением удаленного материала припуска силы резания возрастают. На основе экспериментальных данных была получена зависимость изменения нормальной составляющей силы резания от объема удаленного материала при алмазном плоском продольном врезном шлифовании керамики кругом единичной ширины (рис. 1а) с учетом их физико-механических свойств можно записать

$$F_{ny} = A \left(\frac{k_{\phi} \cdot K_{1c}^4}{HV^3} \right)^{1.18} \cdot (b - \exp(-cQ)) \cdot V_d^{0,34} \cdot V_k^{-0,41} \cdot t^{0,79}, \quad (2)$$

где k_{ϕ} - постоянный коэффициент, зависящий от формы зерна (параметров индентора [9]); Q – объем удаленного материала, в см^3 , отнесенный к единице ширины круга, в см^3 , V_d, V_k, t – режимы резания; A, b, c – постоянные коэффициенты учитывающие изменение состояние РПК и определяемые экспериментально.

При шлифовании хрупких материалов большое значение имеет направление действия результирующей составляющей силы резания. Величиной, характеризующей угол наклона результирующей силы резания к обрабатываемой поверхности, является коэффициент абразивного резания [5], который определяется отношением $K_a = F_d / F_f$. Уменьшение коэффициента абразивного резания при неизменной производительности приводит к относительному росту нормальной составляющей силы резания, что приводит к увеличению дефектов в поверхностном слое детали [10]. Как было установлено экспериментально, коэффициент абразивного резания зависит от значения критической силы, при индентировании которой образуются медианные трещины $K_a \sim \left(\frac{k_{\phi} \cdot K_{1c}^4}{HV^3} \right)^{0,12} \cdot f(V_d, V_k, t, \text{характеристика ШК})$. При обработке керамики, имеющей большие характеристики по прочности, коэффициент абразивного резания выше. Ко-

эффицент абразивного резания от объема удаленного материала (рис. 1, б) может уменьшаться по экспоненциальной зависимости $K_a = K_{aи} + a * \exp(-d * Q)$, (где $K_{aи}$ – исходная режущая способность, a, d – постоянные коэффициенты, учитывающие обрабатываемый материал, состояние РПК и определяемые экспериментально) или не меняться при обработке. Характер и величина изменения абразивного резания определяется характеристикой круга, методом и условиями управления режущей способностью круга, режимом обработки.

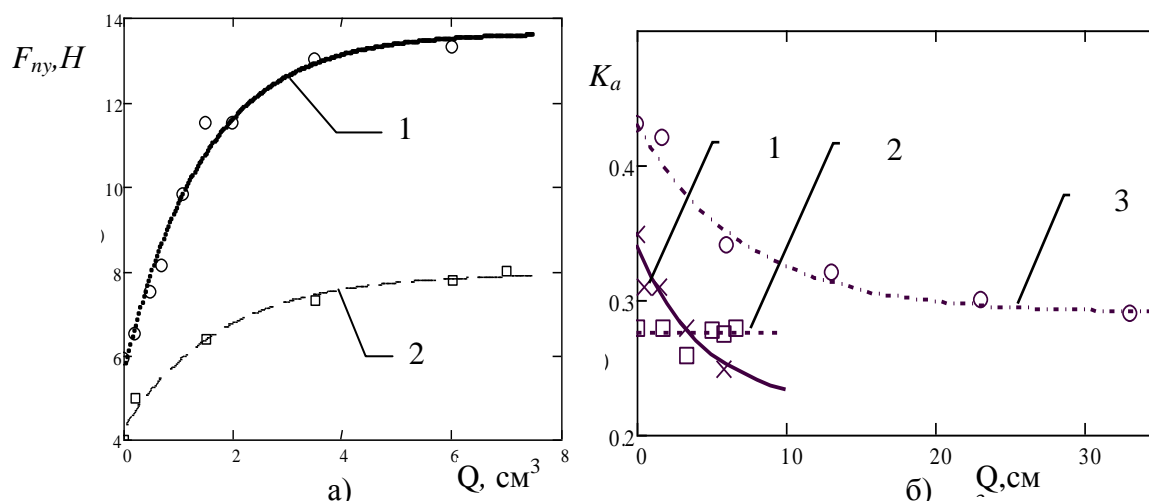


Рисунок 1. Влияние объема удаленного материала припуска керамики на нормальную составляющую силы резания (а) и коэффициент абразивного резания K_a (б) при обработке керамики: 1 – Al_2O_3 (Гп) 2 - ситалла АС-370 кругом единичной ширины 1А1 250х20х32 АС6-4-М2-01-125/100 при плоском врезном шлифовании периферией круга с режимами резания: $V_k=24$ м/с; $V=6$ м/мин; $t=0,1$ мм 3 - ситалл АС-370 кругом единичной ширины 1А1 200х6х76 АС32-4-М2-01-250/200 при плоском врезном шлифовании периферией круга с режимами резания: $V_k=33$ м/с; $V=6$ м/мин; $t=1,3$ мм

По мере удаления материала припуска происходит изменение состояния рабочей поверхности ШК. В результате различных видов износа происходит изменение параметров плотности распределения Вейбулла характеризующих разновысотность зерен на рабочей поверхности круга (рис. 2). Плотность распределение алмазных зерен по высоте, с увеличением объема снимаемого припуска при обработке ситалла, изменяется от нормального ($\delta=2,05$; $\sigma(\delta)=0,05$ и $\lambda=1450$; $\sigma(\lambda)=100$), к левосторонней асимметрии ($\delta=1,58$; $\sigma(\delta)=0,01$ и $\lambda=84$; $\sigma(\lambda)=10$). С износом ШК уменьшается высота рабочего слоя (ΔR) с 75мкм до 35 мкм, а среднее число алмазных зерен на единице рабочей (n_3) поверхности – с 21шт./мм² до 17 шт./мм² ($\sigma(n_3)=1,5$). При обработке более твердого материала (Al_2O_3 (Гп)) изменения на РПК происходят значительно быстрее, по сравнению со шлифованием ситалла АС-370 (см. рис. 2).

Результаты расчета, в соответствии с методикой работы [11], показали, что число активных зерен по мере увеличения объема удаленного материала возрастает примерно на 20%. Это связано с изменением характера распределения вершин зерен на рабочей поверхности круга. При этом средние сечения среза на зерне уменьшаются 40%. Последнее обстоятельство наряду с образованием площадок износа приводит к увеличению сил резания при шлифовании хрупких неметаллических материалов.

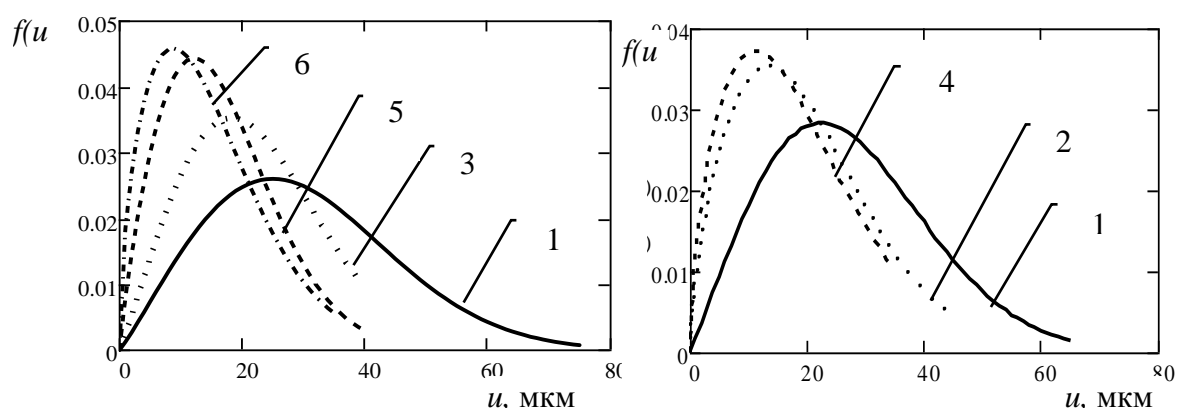


Рисунок 2. Влияние объема удаленного материала припуска керамики на плотность распределения вершин зерен $f(u)$ по высоте рабочей поверхности алмазного круга при обработке керамики ситалла AC-370 (а) и $Al_2O_3(Гп)$ (б) - кругом единичной ширины 1A1 250x20x32 AC6-4-M2-01-125/100 при плоском врезном шлифовании периферией круга с режимами резания: $V_k=24м/с$; $V=6м/мин$; $t=0,1мм$ после удаления: 1 – в исходном состоянии круга, после электроэрозионной правки; 2 – $0,2 см^3/мм$; 3 – $1,5 см^3/мм$; 4 – $2,2 см^3/мм$; 5 – $5 см^3/мм$; 6 – $6,6 см^3/мм$

Интенсивность линейного износа круга зависит от физико-механических свойств обрабатываемого материала. Так для ситалла AC-370 (рис. 3 а) она составляет $21,1 м/м^3$, а для $Al_2O_3 (Гп)$ – $38,7 м/м^3$. Интенсивность линейного износа для $Al_2O_3 (Гп)$ выше, чем у AC-370 во столько раз (1,84 раза), во сколько раз микротвердость $Al_2O_3 (Гп)$ выше, чем у ситалла AC-370 (в 1,86 раз). Это может являться косвенным подтверждением преобладающего абразивного характера износа алмазного круга. С увеличением прочности и зернистости алмаза в шлифовальном круге его линейный износ при обработке ситалла AC-370 (см. рис. 3а) снижается. Это приводит к тому, что удельный расход алмаза при обработке керамики (рис. 3, б) также определяется твердостью обрабатываемого материала и характеристикой алмазного инструмента.

Для определения влияния скорости шлифовального круга V_k и нормальной составляющей относительного движения рабочей поверхности инструмента и удаляемого материала заготовки W (определяемая глубиной продольной подачи и скоростью заготовки) [12] на удельный расход алмаза при обработке ситалла AC-418 был использован ортогональный центральный композиционный план второго порядка. Уровни и интервалы варьирования факторов приведены в таблице 1. Число повторов в каждой факторной точке было принято равным трем.

Результаты экспериментальных исследований удельного расхода алмаза приведены в таблице 2. После обработки экспериментальных результатов была получена эмпирическая зависимость удельного расхода алмаза ($мг/см^3$) при шлифовании ситалла

$$q = 2,7 * 10^8 V_k^{2,5 \ln V_k - 14,27} W^{0,6 \ln W - 1,7 \ln V_k + 3,6} \tag{3}$$

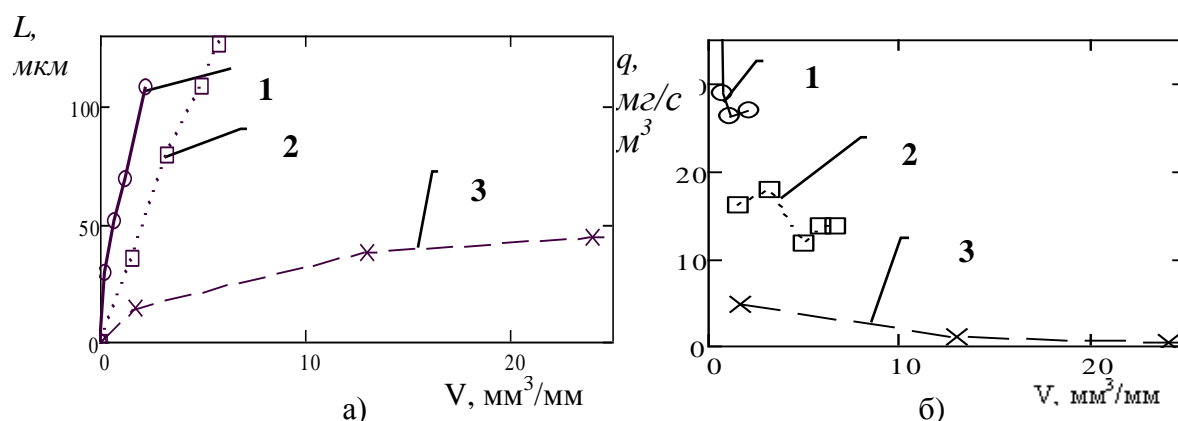


Рисунок 3. Влияние объема удаленного материала припуска керамики на линейный износ круга и удельный расход алмаза (б) при обработке керамики: 1 – Al₂O₃ (Гп) 2 - ситалла АС-370 кругом единичной ширины 1А1 250х20х32 АС6-4-М2-01-125/100 при плоском врезном шлифовании периферией круга с режимами резания: V_к=24м/с; V=6м/мин; t=0,1мм 3 - ситалл АС-370 кругом единичной ширины 1А1 200х6х76 АС32-4-М2-01-250/200 при плоском врезном шлифовании периферией круга с режимами резания: V_к=33м/с; V=6м/мин; t=1,3мм

Таблица 1. Уровни варьируемых факторов и интервалы варьирования

Уровни факторов	Обозначения	V _к , м/с		W * 10 ⁻³ , м/с	
		X ₁	lnX ₁	X ₂	lnX ₂
Верхний	+1	53	3,9703	29	3,3673
Нижний	-1	33	3,4965	7,8	2,0541
Основной	0	43		18,4	
Интервал варьирования		10		10,6	

Таблица 2. Результаты удельного расхода алмаза при обработке ситалла АС-418

№	X ₁	X ₂	q, мг/см ³	lgq	S _q ²	q _{расч}
1	+1	+1	0,194	-1,640	0,0025	0,196
2	-1	+1	0,440	-0,821	0,0006	0,368
3	+1	-1	0,123	-2,096	0,0001	0,171
4	-1	-1	0,113	-2,180	0,0001	0,112
5	+1	0	0,178	-1,726	0,0001	0,148
6	-1	0	0,211	-1,556	0,0004	0,193
7	0	+1	0,189	-1,737	0,0014	0,225
8	0	-1	0,112	-2,189	0,0003	0,123
9	0	0	0,128	-2,056	0,0004	0,145

С увеличением скорости шлифования удельный расход алмаза уменьшается, а с ростом нормальной составляющей относительного движения инструмента и заготовки

он возрастает. Для анализа влияния средних сечений среза на удельный расход алмаза используем приведенную в работе [11] методику расчета средних сечений среза обрабатываемого материала на алмазном зерне вдоль дуги контакта в зависимости от режимов резания.

Результаты зависимости удельного расхода алмаза при шлифовании керамики представлены на рисунке 4. Экспериментальные значения на рисунке обозначены крестиками. Зависимость удельного расхода алмаза от величины средних значений среза обрабатываемого материала на алмазном зерне имеет нелинейный характер. Аппроксимация экспериментальных значений показала возможность описать экспериментальные точки двумя сопряженными линиями. Прямолинейным участком при средних се-

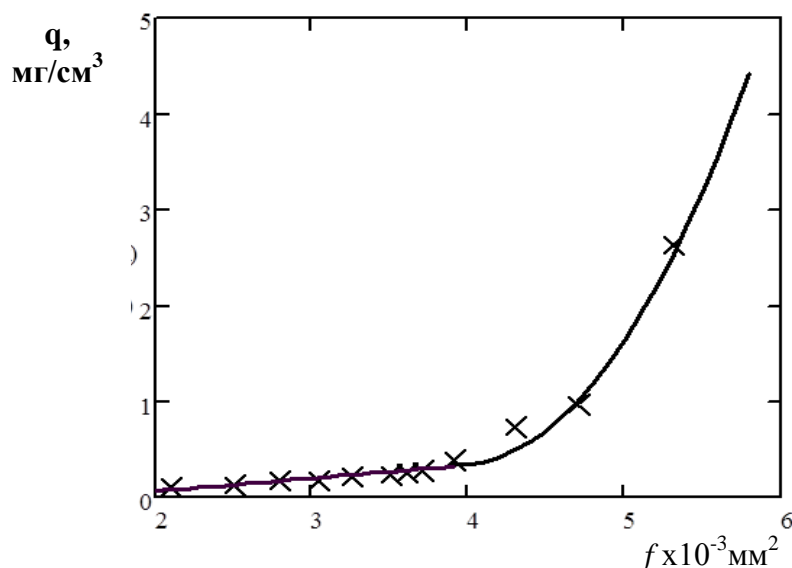


Рисунок 4. Величина удельного расхода алмаза q в мг/см^3 в зависимости от средних значений сечений среза на зерне круга IAI 200x20x32 AI-315/250-4-M2-01 при обработке ситалла AC-418

чениях среза обрабатываемого материала на алмазном зерне менее $4 \times 10^3 \text{мм}^2$ и параболическим участком при больших значениях. Это свидетельствует о действии преимущественно разных механизмов разрушения алмазных зерен при обработке ситалла с различными значениями средних сечений среза обрабатываемого материала на алмазном зерне. При небольших значениях средних сечений среза обрабатываемого материала износ круга происходит в результате преимущественно абразивного износа вершин на алмазном зерне с последующим их усталостным разрушением (рис. 5а). На микрофотографии отчетливо видны бороздки, появившиеся в результате такого механизма воздействия материала на разогретую поверхность площадок износа. На площадках износа возникают значительные нормальные напряжения, которые вызывают растрескивание поверхностных слоев алмаза с образованием своеобразной мозаики. На поверхности зерна также виден износ с явно выраженными сколами части алмазного зерна. При увеличении средних сечений среза обрабатываемого материала преимущественным механизмом разрушения становится разрушение зерен сколом (рис. 5б) или их вырыв из связки круга.

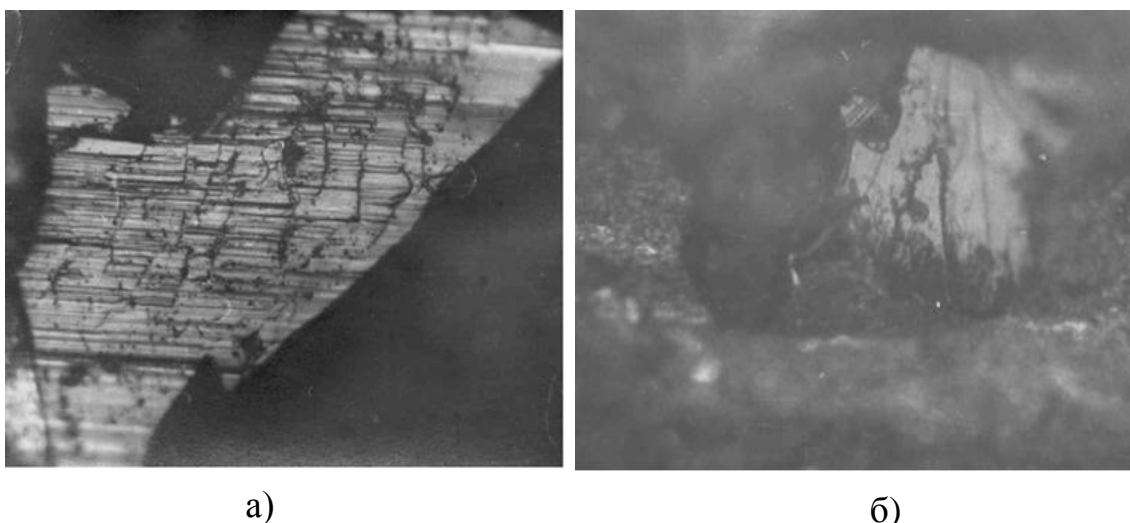


Рисунок 5. Алмазные зерна круга 1А1 200х32х10х3 А-315/250 – 4 – М2-01 после шлифования ситалла АС-418 с режимами резания: а) $V_k=33\text{ м/с}$; $t=0,5\text{ мм}$; $V_d=0,1\text{ м/с}$: - увеличение в 500 раз; б) – $V_k=53\text{ м/с}$, $V_d=0,3\text{ м/с}$, $t=0,5\text{ мм}$; увеличение 200 раз

Таким образом, удельный расход алмазов при обработке керамики зависит от условия работы алмазных зерен при удалении материала припуска, определяемого средними сечениями среза обрабатываемого материала, приходящееся на единичное зерно. При сечениях среза превышающих критическое значение механизм износа меняется от преимущественно абразивного износа вершин на алмазном зерне с последующим их усталостным разрушением к разрушению зерен сколом или их даже полному удалению из связки круга. Для уменьшения удельного расхода алмаза при обработке керамики необходимо выбирать режимы обработки таким образом, чтобы средние сечения среза обрабатываемого материала, приходящееся на единичное зерно не превышали критических значений.

Выводы

Рабочая поверхность круга в процессе удаления материала припуска претерпевает изменения, что, в свою очередь, оказывает влияние на условия формирования поверхностного слоя детали, которые отличаются от первоначальных.

Экспериментально установлено, что износ алмазного круга при обработке технической керамики носит преимущественно абразивный характер. Интенсивность линейного износа круга и связки прямо пропорциональна твердости обрабатываемого материала.

Удельный расход алмаза при шлифовании керамики зависит от средних сечений среза ОМ на алмазных зернах. При средних сечениях среза менее критического значения расхода алмаза от режимов резания изменяется линейно от производительности обработки. При более интенсивной обработке (сечениях среза превышают критическое значение) происходит резкое увеличение расхода алмаза и круг переходит в режим катастрофического износа.

Выбор режимов обработки технической керамики с учетом надежности эксплуатации изделий должен определяться с учетом изменений, происходящих на РПК при его износе. Он должен осуществляться с учетом величины средних сечений среза обра-

батываемого материала на алмазных зернах, а сила резания должна быть меньше допустимых значений при формировании дефектного слоя не менее чем в два раза.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Суздальцев, Е. И. Радиопрозрачные, высокотермостойкие материалы XXI века [Текст] / Е.И. Суздальцев // Огнеупоры и техническая керамика. – 2002. – №3. – С.42-50.
2. Гусев, В. В. Исследование напряженно-деформированного состояния в керамических соплах гидросбива окалины и влияние на их прочность структурных и обработочных дефектов [Текст] / В. В. Гусев, Е. А. Лукашевич, В. А. Фомченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА. – 2005. – №18. – С. 157–164.
3. Скоростная алмазная обработка деталей из технической керамики [Текст] / Н. В. Никитков, В. Б. Рабинович, В. Н. Суботин, Н. Н. Шепилов. Под. ред. З. И. Кремня. – Л.: Машиностроение, Ленинградское отделение, 1984. – 131с.
4. Витвицкий, П. М. Прочность и критерии хрупкого разрушения стохастически дефектных тел [Текст] / П. М. Витвицкий, С. Ю. Пожена – Киев : Наукова думка, 1980. – 187с.
5. Попов, С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов [Текст] / С. А.Попов, Н. П.Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение,1977. – 263с.
6. Федорович, В. А. Динамика изменения параметров рабочей поверхности круга при шлифовании СТПМ // Резание и инструмент в технологических системах - Харьков: ХГПУ, 2000. – №56 – С.154-163.
7. Гусев, В. В. Определение параметров разновысотности зерен алмазного круга при шлифовании / В. В. Гусев, А. Д. Молчанов // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 5-й международной научно-технической конференции, 28-29 мая 2002. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2002 – С.175-179.
8. Гусев, В. В. Оценка состояния рабочей поверхности алмазного шлифовального круга с помощью профилографирования [Текст] / В. В. Гусев, Д. А. Моисеев // Международный сборник научных трудов Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2017. – № 4(59)' – С.11–17.
9. Морозов Е. М., Зернин М. В. Контактные задачи механики разрушения. [Текст] – М.: Машиностроение, 1999. – 544с.
10. Гусев, В. В. Силы резания и формирование дефектного слоя при алмазном шлифовании керамики [Текст] / В. В. Гусев // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА. – 2003. – №13. – С. 70–76.
11. Гусев, В. В. О распределении параметров срезов при глубинном круглом шлифовании периферией круга [Текст] / В. В. Гусев // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003. – Вып.65. – С.37–46.
12. Абразивная и алмазная обработка материалов [Текст]: Справочник / под ред. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391с.

Поступила в редколлегию 15.04.2021 г.

УДК 621.9.044

А. М. Лахин, канд. техн. наук

ГОУВПО «ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ», ДНР

E-mail: lelax@mail.ru

ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ НА ОСНОВЕ НАНЕСЕНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНО - ОРИЕНТИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ

В работе выполнен анализ причин нарушения эксплуатационных характеристик зубчатых передач, а также предложена структура и технология нанесения многослойных функционально-ориентированных покрытий обеспечивающих выравнивание износа и повышение ресурса работы зубчатых передач.

Ключевые слова: зубчатое колесо, покрытие, износ, технология

A. Lakhin**INCREASING GEAR RESOURCE BASED ON THE APPLICATION OF FUNCTIONAL-ORIENTED COATINGS**

The paper analyzes the reasons for the violation of the operational characteristics of gears, and proposes a structure and technology for applying multilayer functionally oriented coatings that provide wear leveling and an increase in the service life of gears.

Keywords: gear wheel, coating, wear, technology

1. Введение

В современных машинах все более широкое распространение получают зубчатые передачи, которые имеют ряд достоинств по сравнению с остальными видами силовых передач. Среди основных достоинств отметим: высокие КПД и нагрузочная способность при малых габаритах передачи, постоянство передаточного отношения, многообразие конструкций, позволяющих передавать момент между параллельными, пересекающимися и скрещивающимися осями, а также возможность преобразовывать вращательное в поступательное движение и наоборот. При этом для изготовления деталей зубчатых передач чаще всего применяется метод обкатки, позволяющих изготавливать зубчатые колеса одного модуля и широкого диапазона габаритных размеров одним зуборезным инструментом. Между тем, для надежной и длительной работы зубчатой передачи требуется использование высококачественного смазочного материала высокой чистоты, высокопрочный материал зубчатых колес и его термообработка, предъявляются высокие требования к точности монтажа, а для высокоскоростных тяжело нагруженных зубчатых передач характерен неравномерный износ зубьев, в результате которого возникают люфты в кинематических цепях, нарушается кинематическая точность передачи, и значительно снижается прочность зубьев, что в конечном итоге может привести к заеданию, поломке и заклиниванию механизма.

В настоящее время широкое применение нашли новые подходы повышения качества и эксплуатационных свойств деталей основанные на нанесении более прочного износостойкого материала на рабочую поверхность изделия. Это позволяет экономить на дорогостоящем конструкционном материале и его термообработке, а также обеспечивать высокие физико-механические свойства как постоянные по всей поверхности изделия, так и изменяющиеся в соответствии с действием эксплуатационных функций. Последние – являются функционально-ориентированными [4], и достигаются за счет нанесения нескольких слоев покрытия. Однако ввиду малого распространения нанесения функционально-ориентированных покрытий на рабочие поверхности зубьев требу-

ется разработка технологического обеспечения позволяющего повысить эффективность нанесения покрытий и качество рабочих поверхностей зубьев.

Целью данной работы является повышение качества и ресурса работы зубчатых колес за счет нанесения функционально-ориентированных покрытий на рабочие поверхности зубьев.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- выполнить исследование и анализ причин нарушения эксплуатационных характеристик зубчатых колес;
- разработать структуру функционально-ориентированного покрытия;
- предложить технологию нанесения функционально-ориентированных покрытий на рабочие поверхности зубьев.

2. Основное содержание и результаты работы.

Все механизмы, использующие зубчатые передачи условно разделяются на силовые и кинематические.

Главное назначение силовых механизмов с зубчатыми передачами – передача и преобразование высоких крутящих моментов и нагрузок без значительных требований кинематической точности. К зубчатым колесам (ЗК) таких механизмов предъявляются повышенные требования контактной и изгибной прочности, износостойкости, антизадириных свойств и постоянного доступа смазочного материала. При этом наибольшие требования точности таких передач – по нормам пятна контакта – для обеспечения высокой нагрузочной способности, а также плавности работы, которые связаны с необходимостью в безударной работе высокоскоростной зубчатой передачи. К рабочим поверхностям таких зубчатых колес предъявляются наиболее высокие требования к износостойкости и ударной прочности.

Основное назначение кинематических механизмов с зубчатыми передачами является обеспечение точного взаимного перемещения звеньев в соответствии с передаточным отношением механизма. Такие механизмы являются частью измерительных приборов, делительных устройств, кинематических цепей металлорежущих станков, дозаторов и др. К зубчатым передачам таких механизмов предъявляются требования кинематической точности и плавности работы, малых зазоров в зацеплении и отсутствия механического износа. Малонагруженные кинематические зубчатые передачи как правило работают при относительно небольших рабочих скоростях.

Для обоих видов зубчатых передач характерны следующие нарушения эксплуатационных характеристик (рис.1), в большей степени характерных для силовых зубчатых передач:

- механический износ зубьев;
- заедание колес;
- повышенный шум в работе;
- поломка отдельных зубьев.

Износ зубьев вызван уменьшением исходных размеров рабочего профиля в результате механического или химического воздействия на рабочую поверхность зубьев. По характеру возникновения он может быть следующих видов [2]:

1) Абразивный или механический – в результате взаимного трения рабочих поверхностей или при наличии посторонних частиц между трущимися поверхностями зубьев. Данный вид износа может быть прогнозируемым и определяться ресурсом передачи и случайным, вызванным попаданием абразивных частиц извне или при нарушении условий смазки.



Рисунок 1. Виды нарушения эксплуатационных характеристик зубчатых колес

2) Выкрашивание с рабочих поверхностей зубьев в результате превышения контактных напряжений или гидродинамических явлений в процессе смазки. Данный вид износа вызван главным образом нарушениями условий упрочнения зубьев или образованием и схлопыванием пузырьков смазочного материала на поверхности зубьев [5], и как правило носит случайный характер.

3) Пластическая деформация поверхностного слоя зубьев в следствии кромочного контакта и неравномерного пятна контакта. Этот вид износа вызван нарушением точности изготовления зубчатых колес.

4) Коррозия и окисление зубьев при работе зубчатой передачи в условиях действия агрессивной среды. Характерно для открытых зубчатых передач и при попадании агрессивной среды в смазочный материал. Данный вид износа также случайный, а в случае для открытых зубчатых передач должен быть исключен за счет рационального подбора материала ЗК.

Заедание ЗК проявляется в дополнительном сопротивлении вращению зубчатых колес и возникает в результате: значительных отклонения формы рабочих профилей от теоретической; попадания посторонних частиц и продуктов износа в зону зацепления; перекоса осей колеса и шестерни; «схватывания» материала с поверхности зуба сопряженного колеса и как следствие возникновение выступов и борозд на поверхностях зубьев входящих в зацепление. Заедание вызвано нарушениями регламентируемых условий работы зубчатых колес и точности их изготовления.

Шум в работе ЗК вызван возникновением ударов в процессе зацепления либо в результате сухого трения при скольжении профилей. Удары происходят вследствие повышенных боковых зазоров в зацеплениях и их неравномерных величинах, а также из-за зазоров в подвижных частях при общих вибрациях в механизмах. В большей степени это характерно для прямозубых ЗК. Шум в результате сухого трения поверхностей помимо затрудненного доступа смазочного материала может быть вызван в результате кромочного контакта и при наличии выступов на поверхности. Как правило, возникновение шума при длительно работающей зубчатой передаче вызвано механическим износом профилей и, как результат увеличением боковых зазоров и микроударов зубьев.

Поломка зубьев является причиной повышенных изгибных напряжений в зоне у ножки зуба и может происходить при критическом износе и уменьшении толщины зуба в данной зоне, или при значительных импульсных знакопеременных нагрузках, когда напряжения превышают предел выносливости. Поломка зубьев является аварийной ситуацией и должна быть предупреждена.

Из рассмотренных видов нарушения работы зубчатых передач только абразивный (механический) износ, при соблюдении всех условий эксплуатации и технических требований на машину, является неизбежным. Большинство остальных видов нарушения являются следствием механического износа. Поэтому основной задачей повышения эксплуатационных характеристик ЗК является применение технологических методов позволяющих снизить механический износ и увеличить регламентированный ресурс работы зубчатой передачи.

Применение функционально-ориентированного подхода при производстве зубчатых колес основано на следующих признаках [5]:

- возможности использования на местном уровне в зависимости от пространственных условий реализации;
- точности реализации в зависимости от уровня применения;
- зависимость технологических воздействий от эксплуатационных параметров, при этом технологические воздействия определяются анализом условий эксплуатации функциональных зон и элементов ЗК;
- реализация по уровням глубины технологии, согласно которым предусмотрено деление изделия на деталь, части, составляющие, зоны, макро- и микрзоны.
- ориентация технологических воздействий на основе принципов.

Согласно картине зубчатого зацепления [2], и анализа направления векторов скоростей зубьев ведущего и ведомого ЗК (рис.2), причиной взаимного скольжения профилей является разность касательных составляющих скоростей, что вызывает трение в зонах у головки и ножки зуба].

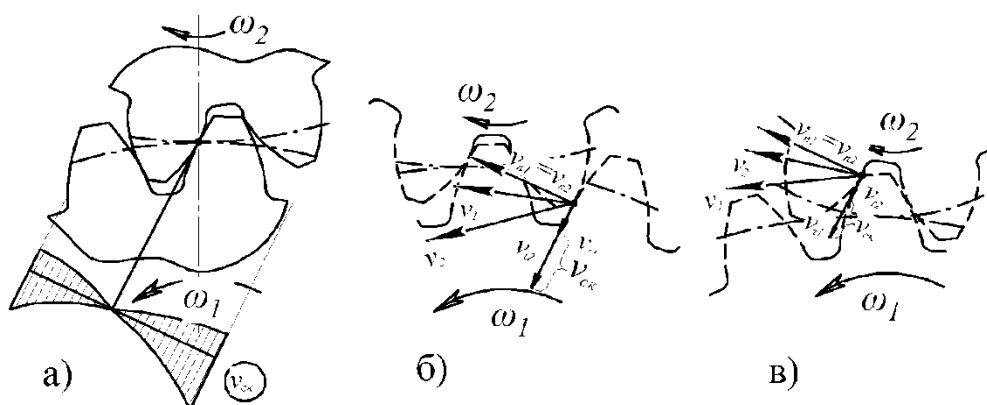


Рисунок 2. Возникновение скорости взаимного скольжения профилей в зубчатом зацеплении: а) график изменения скорости взаимного скольжения; б) скорости в начале зацепления; в) скорости в конце зацепления.

В результате действия переменной скорости взаимного скольжения профилей зубьев возникает износ, причем наибольшая его величина наблюдается у головки и ножки зуба, что вызывает увеличение бокового зазора и как следствие шума в работе, а также ослабляет зуб у основания [3]. Это может привести к изгибу или поломке зуба.

Характер изменения скорости взаимного скольжения профилей имеет некоторые закономерности и изменяется в соответствии с графиком (рис. 2, а).

Как известно [1], интенсивность износа зависит от твердости поверхностного слоя, а износ в местах контакта профилей зубьев зависит от радиусов поверхностей в месте контакта, шероховатостей, физико-механических свойств материалов ЗК, и зна-

чения касательной составляющей скорости в зацеплении. Таким образом, величина износа зубьев шестерни и колеса определяется по формуле [1]:

$$h_{1,2} = 2,25I_{h1,2} \sqrt{P_n \left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right) \frac{\rho_1 \rho_2}{\rho_1 + \rho_2} \frac{v_{ск}}{v_{1,2}} n_{1,2} z_{n1,2} t_{1,2}}$$

Величина, зависящая от физико-механических свойств рабочих поверхностей зубьев и свойств смазочного материала, является интенсивность износа зубьев I_h []:

$$I_h = k \left(\frac{\sigma_H}{HB} \right)^{m_1} \left(\frac{\chi}{h_{см}} \right)^{m_2} \left(\frac{RT}{Q} \right)^{m_3} \left(\frac{v_{100}}{v_1} \right)^{m_4}$$

Важнейшая задача при нанесении функционально-ориентированных покрытий, на рабочие поверхности зубьев является обеспечение плавного изменения свойств (износостойкости) в соответствии с изменением скорости взаимного скольжения профилей. Этого можно достичь следующими способами:

- обеспечением плавного изменения микро твердости поверхностного слоя при постоянной толщине покрытия;
- обеспечение плавного изменения толщины покрытия от зон с наибольшим износом зуба (у головки и ножки зуба) с уменьшением к полюсной линии. При этом толщина покрытия, ввиду особенностей вакуумных ионно-плазменных покрытий не более 12 мкм;
- нанесением покрытий в несколько слоев с уменьшением количества слоев к участкам с наименьшим взаимным скольжением профилей.

Реализация первого способа на данном этапе развития технологии нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий достаточно затруднительно, требует повышенных затрат материалов и энергии, а также требует тщательного подбора режимов нанесения покрытий. Второй способ может быть реализован при использовании специальной технологической оснастки для сообщения изделиям сложной кинематики движения при нанесении покрытий и требует дальнейших исследований.

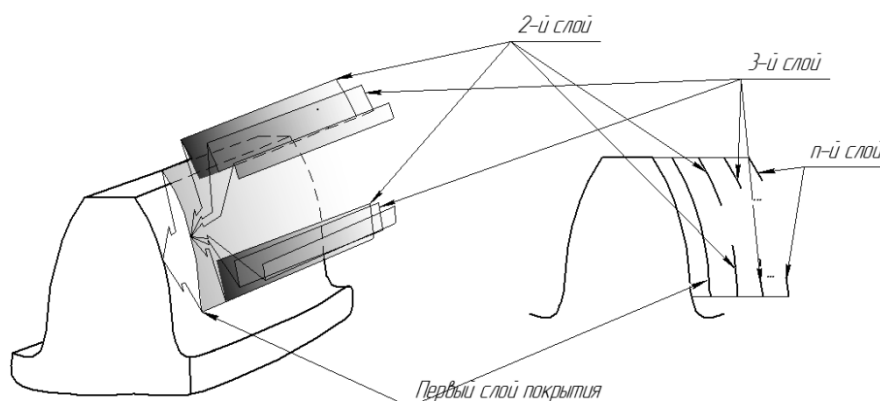


Рисунок 3. Многослойные функционально-ориентированного покрытия на рабочих поверхностях зубьев.

Нанесение нескольких слоев покрытий может быть реализовано поэтапно (рис. 3), в несколько слоев, причем большее количество слоев наносится на участки с наибольшим ожидаемым износом. Общая толщина всех слоев покрытия не должна превышать 20-25 мкм и должны находиться в пределах поля допуска на толщину зуба.

Применение данных покрытий может быть использовано для ответственных тяжело нагруженных зубчатых колес требующих максимального ресурса работы. При этом технология нанесения покрытий может быть реализована в соответствии со следующей схемой (рис.4). На начальном этапе выполняется обработка всех поверхностей ЗК в соответствии с базовым технологическим процессом для достижения заданных параметров точности поверхностей. Затем выполняется ряд подготовительных этапов, связанных с подготовкой поверхностей под нанесение покрытий, включающие: полирование до требуемой шероховатости, ультразвуковую чистку а также мойку и обезжиривание. После этого выполняется нанесение первого слоя покрытия, который наносится на все рабочие поверхности ЗК, поэтому не требует защитных масок.

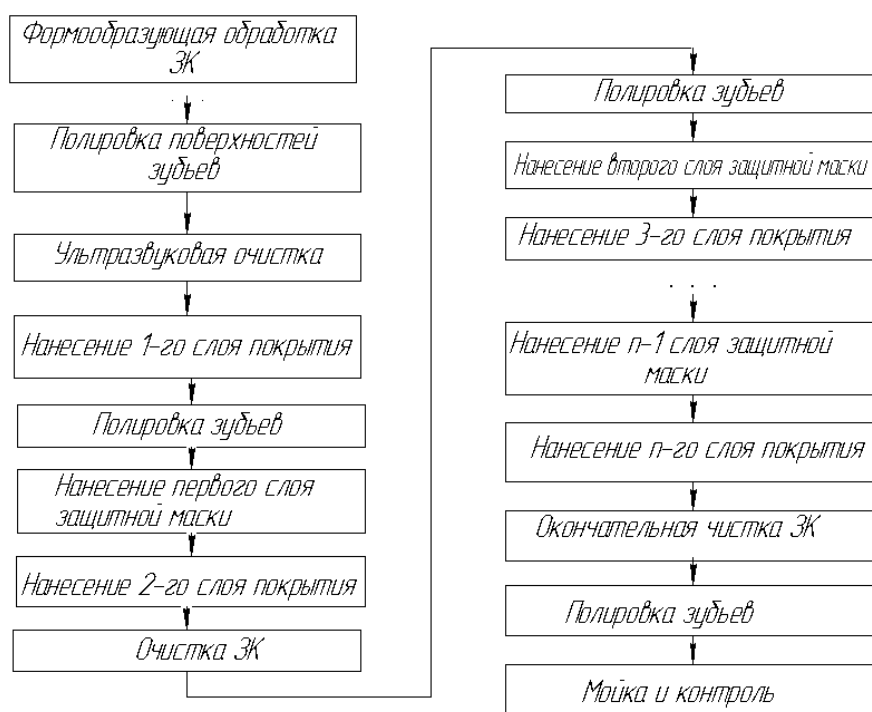


Рисунок 4. Последовательность нанесения многослойного покрытия на рабочие поверхности зубьев.

Далее осуществляется полирование поверхностей с покрытием, которое для предотвращения разрушения или снятия покрытия, выполняется по технологии высотного-сглаживающего полирования мягким микрошлифпорошком зернистости М5...М10. При этом должна быть достигнута шероховатость не более $Ra = 0.06 \text{ мкм}$.

После этого, в соответствии с требуемыми границами последующего слоя покрытия, на необработываемые участки наносится защитная маска. Данный процесс, при обработке партий ЗК может быть автоматизирован, а защитные маски могут наноситься методом напыления защитного технологического покрытия с последующей корректировкой границ. Сразу после этого этапа выполняется нанесение второго слоя (рис.3) границы которого определяют защитные технологические маски. После нанесения вто-

рого слоя выполняется чистка и мойка поверхностей от остатков защитных масок, после чего выполняется полирование второго слоя покрытия. Трудоемкость полирования в данном случае ниже, поскольку включает обработки только зон 2-го слоя покрытия. Далее снова наносятся защитные маски в соответствии с границами 3-го слоя покрытия, после чего повторяется процесс нанесения покрытия для последующих n слоев. После нанесения последнего слоя покрытия выполняется окончательная чистка ЗК от остатков защитных масок и полирование поверхностей зубьев для устранения дефектных участков покрытия и достижения требуемой шероховатости поверхностей зубьев.

3. Выводы

Таким образом, в работе на основании исследования условий работы зубчатых колес, определили, что основной причиной нарушения эксплуатационных характеристик зубчатых передач является механический износ зубьев который распределяется неравномерно по высоте зуба, проявляясь в большей степени на участках у основания и у головки зуба. Для выравнивания величины износа зуба по высоте и повышения ресурса работы зубчатой передачи предложена структура функционально-ориентированного покрытия основанного на увеличении количества слоев на участках с наибольшим ожидаемым механическим износом. Разработана технология нанесения многослойного функционально-ориентированного покрытия основанная на поэтапном нанесении слоев на участки зубьев с наибольшим ожидаемым износом.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Когаев, В. П. Прочность и износостойкость деталей машин. Учебное пособие для машиностроительных специальностей вузов / В. П. Когаев, Ю. Н. Дроздов // – М.: Высш. школа, 1991. – 319 с.
2. Кудрявцев, В. Н. Зубчатые передачи. – М.: «Машгис», 1957. – 263 с.
3. Лахин, А. М. Особенности нанесения функционально-ориентированных покрытий на рабочие поверхности зубчатых колес / А. М. Лахин // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: – Донецк: ДонНТУ, 2017. – № 2(57). – С.17-23.
4. Михайлов, А. Н. Синтез технологического обеспечения производства зубчатых колес на базе функционально-ориентированного похода / А. Н. Михайлов, А. М. Лахин, В. А. Соосар // Известия Тульского Государственного университета. Технические науки. – Тула: Изд.-во ТулГТУ, 2013. – № 8. – С. 28-36.
5. Михайлов, А. Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346 с.

Поступила в редколлегию 05.05.2021г.

УДК 622.23.054.8

А. А. Мартюшова, аспирант

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования "Национальный исследовательский технологический университет "МИСИС", Россия

Телефон: +7-926-141-80-34, E-mail: nastya.martyushova@mail.ru

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИИ РЕЗЦОВ АЛМАЗНЫХ ДОЛОТ

В статье представлен сравнительный анализ конструктивных особенностей резцов алмазных буровых долот, рассмотрена специфика их применения в различных горно-геологических условиях. Обозначены направления совершенствования бурового инструмента с алмазными вставками с целью повышения эффективности процесса бурения.

Ключевые слова: бурение, горная порода, буровые долота, алмазные резцы, бикомпонентные вставки, конструктивные особенности, эксплуатационные характеристики.

A. A. Martyushova

COMPARATIVE ANALYSIS OF THE DESIGN OF DIAMOND CHISEL CUTTERS

The article presents a comparative analysis of the design features of diamond drill bit cutters, considers the specifics of their use in various mining and geological conditions. The directions of improvement of the drilling tool with diamond inserts in order to increase the efficiency of the drilling process are indicated.

Keywords: drilling, rock, drill bits, diamond tools, bicomponent inserts design features, operational characteristics.

Введение

Алмазные долота в современное время приобрели большую популярность, среди бурового инструмента, благодаря своим эксплуатационным характеристикам. При выборе места для скважины, не всегда точно известно, через какой ряд пород будет она проходить, именно поэтому чаще всего на практике в качестве инструмента используют алмазные долота. Конструкция алмазного инструмента рассчитана на среднюю твердость породы, но также учтена возможность использования инструмента в случае, когда твердые породы чередуются с мягкими. Срок службы алмазных долот в 3-5 раз больше шарошечных и лопастных при (идентичных нагрузках на инструмент.

Долото состоит из алмазных режущих элементов, именно они и гарантируют разрушение пород разной крепости. Эффективность алмазного долота находится в зависимости от свойств используемых материалов и их качества. По количеству и типу расположения алмазов различают одно – и многослойные алмазные долота. Так же есть классификация долот, которая строится с учетом позиционирования алмазов: радиальные, спиральные, ступенчатые.

Несмотря на высокую стойкость алмазных долот и ряд преимуществ, которыми они обладают, существуют некоторые сложности в использовании данного инструмента. К примеру, если в процессе бурения на пути инструмента встретиться металлический объект или же очень твердая порода, то долото может выйти из строя по причине скола, либо в результате выпадения алмазного резца из корпуса долота. Наряду с этим, некачественная промывка режущей части инструмента может также привести к выводу его из строя, или к снижению эффективности бурения.

Резцы долот являются исполнительным органом инструмента. Разрушение породы происходит режуще-истирающим способом, при котором наблюдается процесс самозатачивания резцов. Самозатачивание связано напрямую с конструкцией инструмента, используемых материалов и технологии изготовления. Исходя из этого, можно

сказать, что анализ конструктивных особенностей алмазных резцов важен для улучшения технических и эксплуатационных свойств инструмента.

Устройство алмазного долота

Алмазное долото состоит из хвостовика, корпуса и резцов. Хвостовик долот изготавливается из высококачественной стали, типы размеров определяются стандартным рядом по ГОСТ и ISO. Стойкость и функциональные характеристики алмазных долот находятся в прямой зависимости от физико-механических свойств и крепости породы. Исходя из данных условий существуют три вида конструкции корпуса инструмента – матричный, бицентричный и корпус из высококачественной легированной стали

Матричное и бицентричное основание долота изготавливаются также из высококачественной стали, но имеются отличительные особенности в технологии, а именно, их получают спеканием матрицы и хвостовика. Бицентричный корпус имеет несимметричную форму [1] и применяются только для бурения скважин под хвостовик. Все виды конструкций инструмента имеют как преимущества, так и недостатки относительно друг друга, например, по методу крепления резцов.

Установка резцов в посадочные отверстия, высверленные заранее в стальном корпусе, происходит посредством нагревания корпуса инструмента до температуры 440°C с последующим медленным охлаждением. Соответственно при нагревании отверстия расширяются, при охлаждении – сжимаются, при этом задавая позицию и ориентацию резцам.

Закрепление резца в матричном корпусе долота более трудоемко. Посадочные карманы под резцы, расположенные на матрице, производятся в процессе формовки при помощи установки вспомогательных графитовых вкладышей, которые после отливки корпуса удаляются машинной обработкой [2]. Процесс установки резцов в матрицу можно разделить на несколько этапов. Первый этап заключается в тщательной очистке опор резцов и основания отверстия до размещения припоя. Следующий этап - накладка флюса на соединительную часть резцов, для предотвращения нейтрализации продуктов окисления, а также равномерного размещения припоя по конструкции резца. Окисление металлов может помешать проведению пайки и разрушить целостность элементов. Третий этап является основным, так как режущие элементы устанавливаются при помощи специального пружинного приспособления в подготовленные карманы, а в последующем впаиваются в матрицу долота при помощи простого припоя. Последующий этап термообработки заключается в нагревании матрицы в восстановительной среде до 700°C для формирования связи между гранями резца и отверстий матрицы [3]. Охлаждение до нормальной температуры следует проводить на воздухе для застывания припоя и удаления фиксирующих приспособлений.

Резцы долота на твердосплавной базе покрываются слоем поликристаллического алмаза [3]. Толщина покрытия зависит от назначения и типа размера алмазного долота, и может варьироваться от 0,5 до 5 мм. Изнашивание твердосплавной основы быстрее покрытия резца позволяет режущей части инструмента оставаться как можно больше острым (эффект самозатачивания).

Основные требования, предъявляемые к режущей части алмазных долот

Для предупреждения разрушения алмазно-твердосплавных резцов необходимо исключить в алмазном слое растягивающие напряжения. Поэтому резцы имеют тупой угол резания ($90^\circ + \alpha$) [4]. Для ограничения глубины внедрения и, соответственно, пере-

грузки резцов сзади могут устанавливаться опорные элементы, например, зубки из твердого сплава (рис. 1).

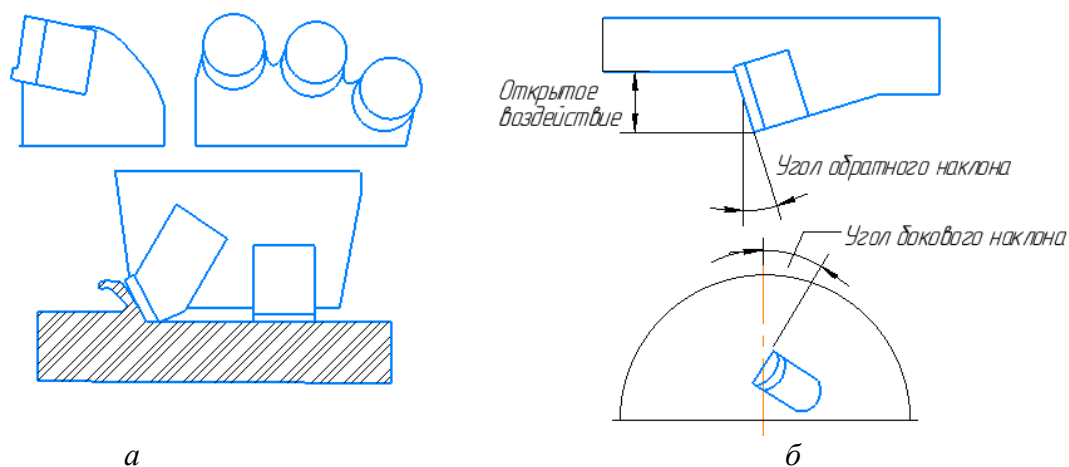


Рисунок 1. Расположение (а) и геометрические характеристики (б) установки резцов PDC-долот.

После сборки долота и оснащения лопастей резцами долото балансируется на специальном стенде с целью минимизации его вибрации в процессе разрушения горной породы и, соответственно, увеличения скорости бурения и надежности долота [3].

Сравнительный анализ резцов алмазных долот

Резцы алмазных долот различаются по геометрическим формам и назначению. Наибольшую распространенность получили PDC резцы, которые могут быть выполнены треугольной и круглой формы, также применение нашли и резцы с термостойкими (HOT) и горячепрессованными (GHI) вставками.

PDC резец – это бикомпонентный резец, который получают путем спекания слоя поликристаллических алмазов (PolyCrystalline Diamond Compact = PDC), на подложке из карбида вольфрама при высокой температуре и под значительным давлением. При таких условиях спекания слой PDC прочно закрепляется на подложке, образуется практически цельная абсолютно плотная конструкция.

PDC резцы для буровых долот – новое и очень перспективное направление для российского рынка, поскольку нет ни одного российского предприятия, которое производило бы такую продукцию [5]. Все предприятия, производящие буровые долота, закупают данные резцы либо в США, Японии, либо в Китае.

Основу резца круглой формы составляет твердый сплав, покрываемый слоем поликристаллического алмаза толщиной от 0,5 до 0,7 мм (рис. 2а). Прочность на изгиб у твердого сплава значительно больше прочности поликристаллического алмаза [3], это позволяет эффективно достигать необходимых характеристик для выработки пород. Диаметральный размер резца варьируется от 12,7 до 50,8 мм.

Диффузионная сварка является эффективным методом установки и крепления к державке резца треугольной формы, в результате чего образуется элемент вооружения в виде зубка (рис. 2б). При этом резцы треугольной формы используют при установке единичного резца в пограничной зоне лопасти долота, либо в виде комплекса из нескольких резцов, образующих мозаичный массив режущих элементов (рис. 2в), в соот-

ветствии с требованиями оптимальных геометрических параметров вооружения долот для разрушения твердой породы.

Несмотря на преимущества PDC резцов, у них существует ряд недостатков, например, большая температурная зависимость, так при температуре свыше 700°C PDC-резцы начинают разрушаться.

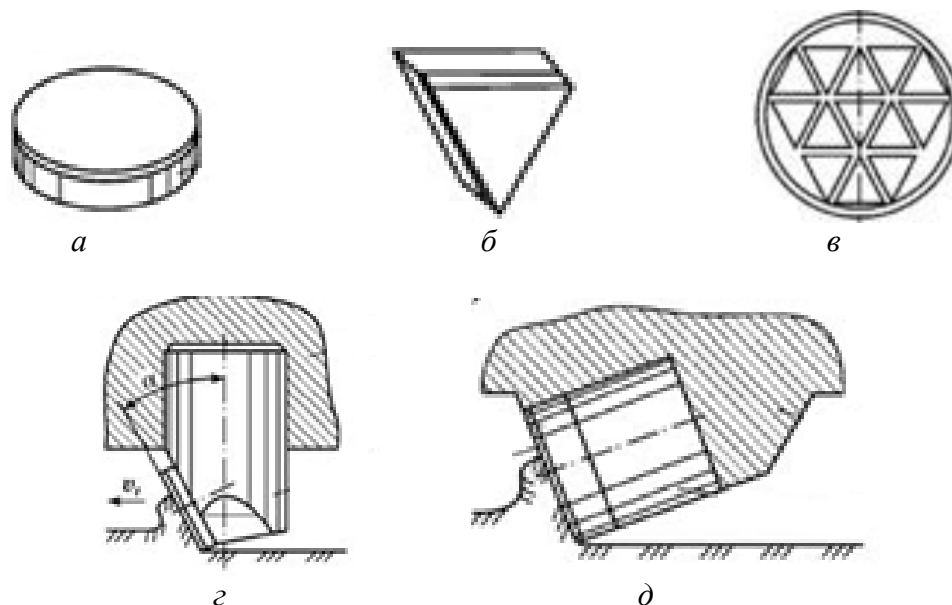


Рисунок 2. Резцы алмазных долот: *a* – алмазно-твердосплавная пластинка круглой формы, *б* – резцы треугольной формы, *в* – матричный комплекс резцов, *г*, *д* – схемы крепления резцов и взаимодействия с горной породой

НОТ резцы являются конкурентами PDC резцов, но из-за сложной технологии их изготовления и дороговизны, PDC резцы пока нашли большее распространение. Термостойкие вставки НОТ проходят ряд термических операций, тем самым позволяют эффективно работать при высоких температурах. Специальная обработка позволяет режущей части резцов увеличивать устойчивость к абразивному износу, при этом оставаться острыми дольше, относительно PDC резцов.

Отличительной характеристикой НОТ резцов является износостойкость, которая превышает обычную практически в 5 раз [3] и тем самым повышает надежность и долговечность элемента. Данный ресурс инструмента позволяет проходить смешанные типы пород за минимальное время. Острые края режущей части резца, повышенная износостойкость способствуют бурению на длинные расстояния без замены инструмента и увеличению механической скорости.

Изначально повышение долговечности резцов достигали за счет повышения твердости, но в ущерб сопротивляемости материала ударным нагрузкам. В дальнейшем, применение специальной термообработки резцов НОТ и использование материалов, малочувствительных к термическим воздействиям, позволили увеличить долговечность и стойкость вставок, а также сопротивляемость скалыванию режущей кромки за счет оптимизации распределения остаточных напряжений.

Горячепрессованные вставки GHI включают специальную комбинацию кристаллов алмаза и матричного порошка карбида вольфрама, которая подбирается в зависимости от свойств пород, встречающихся в конкретной задаче бурения [6].

Процесс гранулирования, реализуемый на определенном этапе технологии изготовления вставок, способствует равномерному распределению поликристаллических алмазов в матрице, что увеличивает долговечность вставок ГНН и позволяет в течение более длительных промежутков времени вести проходку с большей скоростью.

Таким образом, вставки ГНН представляют собой миниатюрные шлифкруги, благодаря чему значительно снижается глубина подрезания породы при каждом обороте инструмента. При этом в процессе бурения имеет место процесс самозатачивание резцов, т. е. постоянное обновление режущих кромок резцов. Наряду с этим, вставки, выступая над поверхностью корпуса, обеспечивают защиту торцевой части инструмента, тем самым улучшают условия теплообмена режущих кромок, что позволяет увеличить скорость бурения. Использование для вставок различных связок и алмазов позволяет осуществлять эффективное бурение в разных геологических условиях.

Ранее рассмотренные резцы имели простую геометрическую форму (пирамида, цилиндр). Вместе с тем существуют резцы с более сложной оригинальной формой в виде гребня или клина (Ахе) (рис. 3, а), которые успешно комбинируют режущее действие резца PDC и дробящее действие твердосплавного зубка из карбида вольфрама. Такие резцы располагают по всему профилю долота, что значительно повышает эффективность бурения и теплоотдачу, сопротивляемость нагрузкам. прежде всего, за счет увеличения толщины алмазного слоя, комбинации разноразмерных гранул поликристаллических алмазов и оптимизации применяемых материалов.

Вооружение долот включает и использование конической формы вставок резцов (рис. 3, б). Отличительной особенностью таких вставок является их расположение и численность [7]. Количество конических вставок на инструмент приходится до двух штук, чаще всего применяют одну, расположенную в центре долота для создания значительной узконаправленной нагрузки для более эффективного разрушения породы. Это приводит к увеличению ресурса долота и скорости проходки в достаточно широком спектре геологических структур и интервале эксплуатационных параметров. На конических резцах толщина алмазоносного слоя практически в два раза больше толщины покрытия, благодаря чему они обладают высокой ударной прочностью и повышенной сопротивляемостью абразивному износу. Поэтому срок службы конических вставок значительно превосходит срок службы долот PDC.



Рисунок 3. Резцы алмазных долот гребнеобразной (а) и конической (б) формы

Заключение

Алмазное долото в настоящее время является наиболее востребованным буровым инструментом. Эффективность эксплуатации инструмента, его стойкость находятся в прямой зависимости от свойств используемых материалов, их качества, технологии

изготовления и конструктивного исполнения резцов. К режущей части алмазных долот предъявляют ряд требований, из которых важными являются термоустойчивость, высокое сопротивление ударным нагрузкам и абразивная стойкость.

Проведенный сравнительный анализ конструктивных особенностей и эксплуатационных характеристик различных видов алмазных долот показал, что самым востребованным инструментом является долото с бикомпонентными вставками из твердого сплава в различном сочетании с поликристаллическими алмазными гранулами. Вместе с тем, несмотря на разнообразие конструктивного и технологического исполнения алмазных резцов, способов их крепления к корпусу, оптимальные варианты инструмента пока не найдены. Это определяет необходимость проведения научно-исследовательских работ в направлении повышения эксплуатационных характеристик алмазного бурового инструмента за счет усовершенствования конструкции режущей части, технологии их изготовления и повышения износостойкости применяемого вооружения.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Богомолов, Р. М. Буровое долото с алмазными резцами. / Р. М. Богомолов, А. М. Гринев, Д. Ю. Сериков // Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море – 2019. – № 12. – С. 28-34.
2. Kochegarova, N. A. Drilling with PDC-type diamond bits / Kochegarova, N. A. Pankratova Ya.S. // ADVANCED RESEARCH: PROBLEMS AND NEW APPROACHES. Сборник статей Международной научно-практической конференции. – Петрозаводск, 2021. – С. 157-160.
3. Балаба, В. И. Буровой породоразрушающий инструмент Учебное пособие для вузов / В.И. Балаба, Н. К. Бикбулатов, Г. Н. Вышегородцева и др. – М.: РГУ нефти и газа имени И. М. Губкина, 2013. – 251 с.: ил.
4. Марамзин, А. В. Алмазное бурение на твердые полезные ископаемые / А. В. Марамзин, Г. А. Блинов // Технология работ. – Л.: «Недра», 1977. – 248 с.
5. Богомолов, Р. М. Буровое алмазное долото с защитой промывочных насадок / Р. М. Богомолов // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2018. – Т. 20. – № 4-2(84). – С. 183-185.
6. Недыхалов, М. Повышение стойкости алмазного вооружения долот PDC. / М. Недыхайлов, Р. М. Богомолов // Ашировские чтения. – 2020. – Т. 1. № 1 (12). – С. 272-275.
7. Богомолов, Р. М. Буровое долото с разноориентированным алмазными резцами / Р. М. Богомолов, А. Н. Гринев, Д. Ю. Сериков // Сфера. Нефть и Газ. – 2019. – № 5 (73). – С. 42-49.

Поступила в редколлегию 18.04.2021 г.

УДК621.01

¹А. Н. Михайлов, д-р техн. наук, проф., ²Б. С. Котляров, канд. техн. наук,
³В. Б. Котляров, инженер, ²С. Б. Котляров, инженер

¹ ГОУВПО «Донецкий национальный технический университет»

² Ялта, Россия

³ Москва, Россия

Тел: +7(988)-55-40-021; +7(985) 021-79-06, +7(964) 70-45-362;

E-mail: ¹tm@fimm.donntu.org; ²boris.kotlyarov@mail.ru; ³velidarkotlarov@mail.ru

К ВОПРОСУ СИНТЕЗА ФУНКЦИОНАЛЬНО-ОРИЕНТИРОВАННЫХ СТРУКТУРНЫХ СХЕМ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛИНЕЙЧАТОГО КОНТАКТА ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ

В данной статье предпринята попытка выполнить анализ всех направлений перемещения инструмента и заготовки в их относительном движении в процессе формообразования деталей с применением линейчатого контакта. Представлен функциональный анализ ориентированных технологических воздействий инструмента на заготовку в процессе формообразования поверхностей деталей согласно конструкторской документации. Проведен синтез и осуществлена формализация структурных схем технологического воздействия линейчатых формообразующих элементов инструмента на заготовки в процессе обработки. Установлена формализованная взаимосвязь отображения структурных схем функционально ориентированных технологических воздействий при обеспечении формы и геометрии структурно значимых конструктивных элементов деталей, частей, участков, зон, макрозон и микрозон деталей.

Ключевые слова: деталь, часть, функциональные признаки, технологическое воздействие, линейчатая кромка, инструмент, формализованная функциональная связь.

A. N. Mihailov, B. S. Kotlyarov, V. B. Kotliarov, S. B. Kotliarov

ON THE QUESTION OF SYNTHESIS OF FUNCTIONALLY-ORIENTED STRUCTURAL SCHEMES OF FORMATION WITH THE USE OF A LINEAR CONTACT OF THE TOOL AND BILLET

This article attempts to analyze all directions of tool and workpiece movement in their relative motion during the forming of parts using a linear contact. A functional analysis of the oriented technological effects of the tool on the workpiece in the process of forming the surfaces of parts according to the design documentation is presented. The synthesis and formalization of structural schemes of technological influence of linear forming elements of the tool on the workpieces during processing is carried out. A formalized relationship between the display of structural schemes of functionally oriented technological impacts is established, while ensuring the shape and geometry of structurally significant structural elements of parts, parts, sections, zones, macrozones and microzones of parts.

Keywords: detail, part, functional features, technological impact, ruled edge, tool, formalized functional relationship.

1. Введение

Одним из важнейших процессов при изготовлении деталей является процесс формообразования согласно размерам конструкторской документации (КД). Обеспечение требований КД относительно формы и размеров возможно осуществлением различных технологических процессов. Получение необходимой формы детали и ее частей методом удаления излишков припуска – методом резания, возможно путем реализации процесса точечным, линейчатым или объемным контактом в зоне формирования поверхности.

Для осуществления процесса резания лезвийным инструментом с линейчатой режущей кромкой необходимо обеспечить соответствующее относительное движение

режущей кромки и заготовки. Необходимое результирующее движение режущей кромки относительно заготовки обеспечивается в результате комбинации нескольких элементарных прямолинейных и вращательных движений в обоих направлениях, сообщаемых инструменту, заготовке или заготовке и инструменту одновременно.

Структурные схемы технологического воздействия при формообразовании однозначно взаимосвязаны с функционально значимыми признаками-атрибутами детали. Взаимосвязь указанных признаков описывается формализованными выражениями весь комплекс функционально-ориентированных технологических воздействий на всех уровнях глубины технологии обработки и функциональных участков и зон детали.

Цель и задачи

Цель настоящей работы заключается в создании формализованной взаимосвязи функционально значимых геометрических признаков детали, образующих формы частей, участков и зон деталей с комплексом функционально ориентированных технологических схем воздействия при способе формообразования заданных конструкторской документацией форм и очертаний всех частей обрабатываемой детали линейчатым контактом режущей кромки инструмента с обрабатываемой поверхностью заготовки.

Указанная цель достигается решением следующих частных задач.

1. Установить возможные формы поверхности заготовки, образуемые как следы траектории перемещения линейчатой кромки инструмента в относительном движении заготовки и инструмента во взаимодействии в процессе обработки:

- установить возможные элементарные траектории движения режущей линии при формообразовании поверхностей детали;

- установить возможные сочетания элементарных прямолинейных и вращательных движений, осуществляемых инструментом и заготовкой, и определить возможные виды траекторий точек, линий и поверхностей в результате контакта при перемещении их в пространстве;

- определить способ формального задания местоположения формообразующей линии инструмента в системе координат технологического комплекса;

2. Разработать и определить полное множество структурных схем функционального технологического воздействия линии инструмента на заготовку с целью линейчатого способа формообразования поверхностей детали.

3. Установить формальную взаимосвязь между геометрическими функционально значимыми атрибутами детали и траектории перемещения формообразующей линии в системе координат технологического комплекса.

4. Установить взаимосвязь формализованного описания геометрической формы детали в собственной системе координат с полным функционалом функционально ориентированного технологического воздействия при линейчатом формообразовании детали.

2. Основное содержание и результаты работы

Осуществление процесса механической обработки деталей по схеме резания инструментом, обеспечивающим линейчатый контакт с обрабатываемой поверхностью заготовки, является более прогрессивным и производительным по сравнению с процессом формообразования точечным контактом, рассмотренным в предыдущей статье авторов.

Многообразии способов получения одной и той же поверхности с применением различных типов оборудования, оснастки и инструментов приводит к необходимости

все возможные варианты достижения одинакового технического результата в формообразовании поверхности деталей привести к возможности их сравнительной оценки по одним и тем же критериям. Для принятия оптимального варианта обработки может применяться один критерий, а может быть выстроен ряд критериев по приоритетам конкретного производства или предприятия. Эти критерии могут быть экономическими, оптимизационными, техническими или комплексными.

С целью обеспечения возможности выбора критериев для оценки вариантов обработки, а также выбора собственно технологии обработки детали, в настоящей работе предпринята попытка систематизировать возможные способы формообразования деталей при механической обработке путем реализации контакта линейчатой режущей кромки инструмента с обрабатываемой заготовкой. Все возможные способы формообразования с помощью линейчатой кромки инструмента обеспечиваются комбинациями сообщаемого движения инструменту и заготовке (прямолинейного или вращательного, постоянного или прерывистого) и возможного относительного расположения режущей кромки относительно направления движения и обрабатываемой поверхности. Поэтому все способы взаимодействия такого инструмента с заготовкой синтезируются в виде структурных схем функционального технологического воздействия, обеспечивающего возможные траектории точки или линии образования поверхности детали.

Иллюстрация таких структурных схем формообразования осуществляется на примере основной детали КПП с переключением передач без разрыва потока передаваемой мощности – блок-вала колес, представленного на рис. 1.

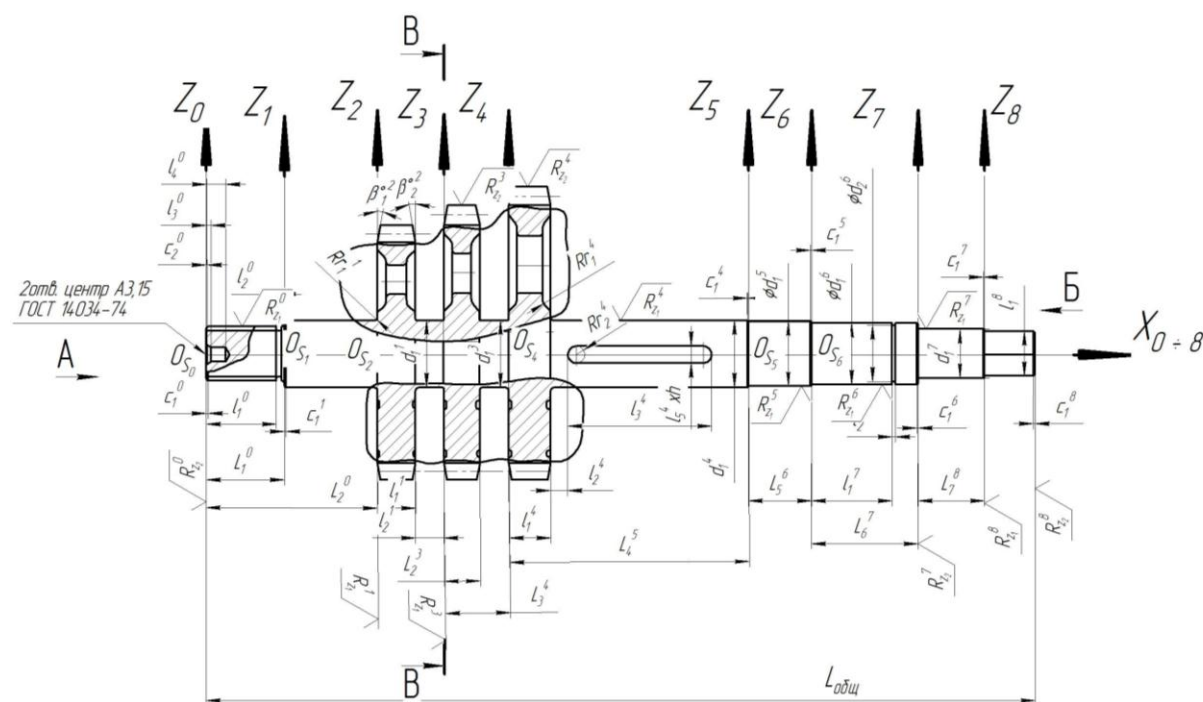


Рисунок 1. Блок-вал колес КПП, работающей без разрыва потока передаваемой мощности.

На рис. 1 все поверхности детали обозначены прописными буквами русского алфавита, при этом индексами при буквах обозначены подобные поверхности разных частей и участков детали.

Поскольку принципиально линейчатым инструментом можно обеспечивать получение необходимой формы и геометрии детали, формировать поверхностные свойства, а также свойства внутренних слоев материала заготовки, то обозначим технологические функциональные воздействия на заготовку соответствующим образом:

- общее обозначение воздействия линейчатым инструментом – Л;
- формообразование линейчатым инструментом – Л^Ф;
- формирование поверхностных свойств линейчатым инструментом – Л^П;
- формирование структуры и свойств материала линейчатым инструментом – Л^М.

Для получения требуемой траектории перемещения образующей линии инструмента (рис. 2) относительно формируемой поверхности обеспечиваются различные сочетания элементарных движений (рис. 3): прямолинейного поступательного (причем одновременно в направлении нескольких координатных осей) и вращательного движения (также возможно вокруг нескольких координатных осей) с разными скоростями. В результате можно получать пространственные траектории движения образующей кромки любой заданной формы, а, значит, и формировать любые пространственные поверхности, задающие геометрию детали.

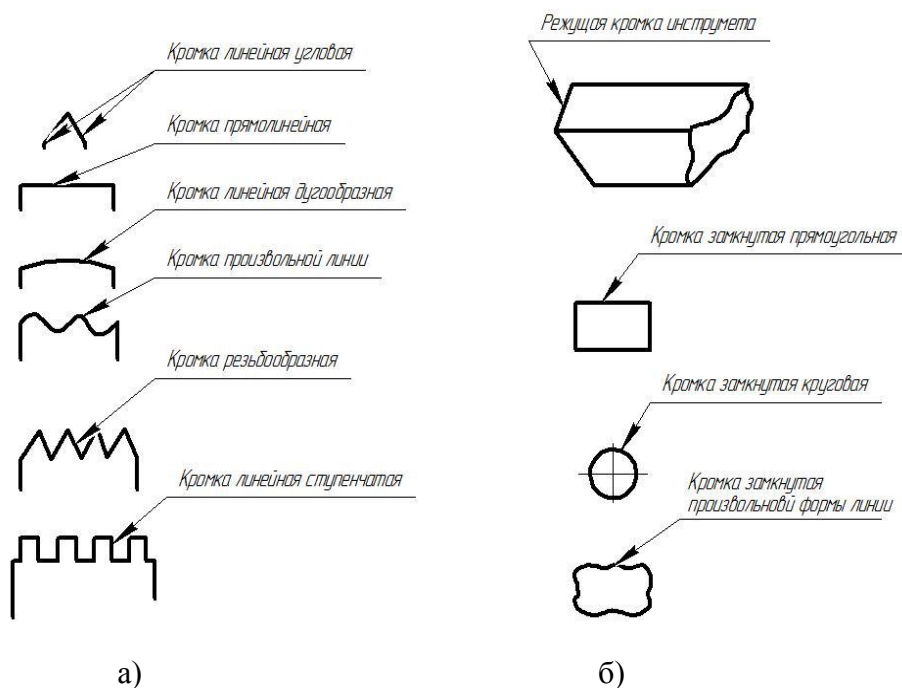


Рисунок 3. Виды кромок инструментов:
а) открытые линии; б) замкнутые контуры.

Линия формообразующей кромки может иметь различные очертания, и зависит от геометрии функционального участка детали, для обработки которого применяется данный конкретный инструмент. На рис. 2 приведены примеры конкретных профилей режущего инструмента. В сочетании с различными комбинациями сообщаемых в процессе резания движений инструменту и заготовке поверхности последней может быть придана любая геометрическая форма – от плоской до шарообразной поверхности, или циклической, изменяющейся по заданному закону.

Формообразующая линия кромки инструмента задается каким-либо законом и всегда определена относительно начала системы координат инструмента. Для правильного выбора инструмента по виду кромки из множества введем обозначение для линии в виде - $L_{f_j}^{u_{кр}}$, где индекс $u_{кр}$ для литеры Л означает инструментальную кромку, а индекс f_j означает исполнение профиля кромки по **j-ой** заданной функции из некоторого множества. Кроме того, линия кромки может представлять собой набор отрезков разного профиля и быть незамкнутой, либо контур кромки может быть замкнутым. Последние могут применяться преимущественно в осуществлении процессов резания копированием, чаще всего при одном прямолинейном рабочем движении, например в строгальных станках, штампах, протяжках и др.

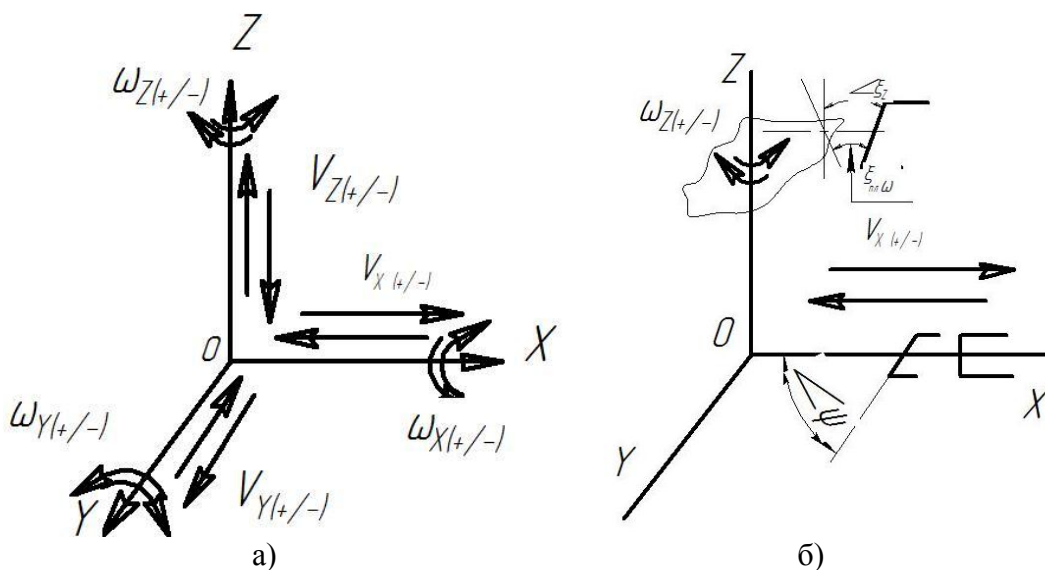


Рисунок 4. Схема потенциальных направлений движения инструмента и ориентации кромки инструмента относительно координатных осей:

- а) направления прямолинейных поступательных движений вдоль координатных осей;
- б) направления вращательных движений вокруг координатных осей.

В схемах применения линейчатых инструментов сами формообразующие кромки могут располагаться в схеме обработки определенным образом относительно заданного направления движения – перпендикулярно к линии перемещения, под заданным углом ζ_j к линии перемещения и под заданным углом ζ_p к любой из осей X, Y, Z системы координат.

Из указанного выше следует, что схема Л_Г элементарного технологического воздействия инструмента на обрабатываемую деталь в процессе ее формообразования может быть представлена в виде формального выражения:

$$L_{jk}^n \Phi_{x,y,z}^{i\beta} \omega_{x,y,z}^{\delta(u,\beta)} = F(A), \tag{1}$$

где $F(A)$ – функция аргумента, которым является функционал обрабатываемой поверхности, заданный в системе координат детали. Индексы в выражении (1) составляют полную характеристику структурной схемы элементарного технологического воздействия на заготовку при механической обработке и обозначают следующее:

- Φ_k – применение при формообразовании k -го участка или зоны детали;
- l_{jk}^n – линия кромки инструмента, оформленная по j -ой функциональной зависимости из некоторого множества известных функций, применяемых для k -го блока технологий и n – используемая для n -го участка детали;
- $v_{x,y,z}^{i\beta}$ – структурная схема с осуществлением прямолинейного поступательного движения вдоль осей X, Y, Z с заданной скоростью v , а линейная кромка инструмента расположена под некоторым углом β к направлению движения инструмента (i – единичный орт своей системы координат);
- $\omega_{x,y,z}^{\delta(u,\varepsilon)}$ – означает, что в структурной схеме осуществляется вращательное движение вокруг заданных координатных осей X, Y или Z с числом оборотов ω для инструмента или заготовки.


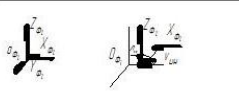

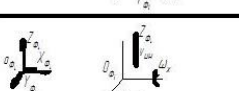



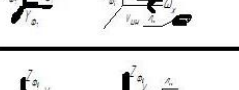

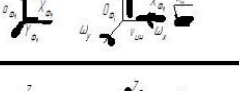





Таким образом, все функциональные признаки элементарного технологического воздействия инструмента на заготовку при образовании линейчатым контактом геометрии и формы частей детали обеспечиваются выбранной формой режущей кромки, выбранным комплексом прямолинейных и вращательных движений инструмента или заготовки в их относительном движении. Множество структурных схем формообразования линейчатым контактом инструмента с заготовкой приведено в обобщенном виде в таблице. В первой колонке представлена схема координатной системы с указанием направления движения инструмента относительно координатных осей. Во второй колонке таблицы указана формула структурной схемы линейчатого технологического воздействия инструмента на заготовку. В третьей колонке указана геометрическая форма поверхности, получаемой в результате реализации указанной структурной схемы обработки.

Для конкретной детали, представляющей собою блок-вал зубчатых колес коробки передач, представленной на рис. 1, функционально-ориентированные технологические воздействия формообразования применимы для всех частей и участков детали, обозначенных буквенными символами от «А» до «Я» русского алфавита. Каждая часть поверхности детали описывается своим законом, задающим форму участка детали, или особой зоны этого участка. Поэтому каждое формализованное выражение этой формы является аргументом выражения (1). Каждая поверхность детали Π_j в общем виде является функцией параметров X, Y, Z , т.е.

$$\Pi_j = F(X_{i(i=1,2,\dots,n)}^{\Pi_j(j=A,B,\dots,Y)}, Y_{i(i=1,2,\dots,n)}^{\Pi_j(j=A,B,\dots,Y)}, Z_{i(i=1,2,\dots,n)}^{\Pi_j(j=A,B,\dots,Y)}) \quad (2)$$

где $X_i^{\Pi}, Y_i^{\Pi}, Z_i^{\Pi}$ являются функциями от X, Y, Z в частных системах координат частей и зон детали от «А» до «Я» детали блок-вал.

(3)

<i>Структурные схемы линейчатого формообразования деталей</i>		
<i>Элементы структурной схемы (виды реализуемых движений)</i>	<i>Формальное обозначение и функциональная связь структурной схемы с конструктивными элементами детали</i>	<i>Вид геометрической формы элементов детали</i>
	$\Lambda_{1(i)}^{\Phi_1^{i\beta}} = f_{(n)1}(pvlvs)$	Точка, прямая линия, плоскость
	$\Lambda_{1(i)}^{\Phi_2^{i\beta}} = f_{(n)2}(\Pi_{x,y,z}^{k_{\text{дем}}} vL_{x,y,z} S_m^{y\psi})$	Прямая линия, кривая линия, плоскость, криволинейная поверхность в направлении
	$\Lambda_{1(i)}^{\Phi_3^{i\beta}} = f_3(S_{x,y,z}^{k_{\text{дем}}} vL_{x,y,z} S_m^{y\psi})$	Линия, плоскость, криволинейная и ступенчатая поверхность
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_2^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_j(S_{x,y,z}^{k_f^y} vS_{x,y,z}^{n_j^{y\psi}})$	Окружность, профильная линия, плоскость, цилиндр
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_3^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_i(S_{x,y,z}^{k_f^y} \Lambda S_{x,y,z}^{n_j^{y\psi}})$	Плоскости, профильная линия, криволинейные поверхности
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_4^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_k(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}} \Lambda S_{x,y,z}^{n_j^{y\psi}})$	Криволинейные объемные поверхности детали и все другие формы поверхностей
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_3^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_r(S_{\text{цил}}^{k_f^y} \Lambda S_{x,y,z}^{n_j^{y\psi}})$	Плоскости, криволинейные поверхности
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_4^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_s(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}} \Lambda S_{x,y,z}^{n_j^{y\psi}})$	Цилиндрически и другие поверхности деталей тел вращения
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_5^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_s(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}} \Lambda S_{x,y,z}^{n_j^{y\psi}})$	Поверхности деталей и участков тел вращения произвольной формы
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_4^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_p(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}} \Lambda S_{x,y,z}^{n_{j \text{ мод}}^{y\psi}})$	Любые криволинейные и объемные формы деталей произвольной формы
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_5^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_t(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}} \Lambda S_{x,y,z}^{n_{j \text{ мод}}^{y\psi}})$	Любые криволинейные объемные поверхности и формы частей детали
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_6^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_u(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}^{1.g}} vS_{x,y,z}^{n_{j \text{ мод}}^{y\psi}})$	Любые криволинейные объемные формы любых участков и зон детали
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_7^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_u(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}^{1.g}} vS_{x,y,z}^{n_{j \text{ мод}}^{y\psi}})$	Любые криволинейные объемные формы любых участков и зон детали
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_4^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_u(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}^{1.g}} vS_{x,y,z}^{n_{j \text{ мод}}^{y\psi}})$	Любые криволинейные объемные формы любых участков и зон детали
	$\Lambda_{m(i)}^{\Phi_8^{a_{x,y,z} \beta i_{x,y,z}}}$ $= f_u(S_{x,y,z}^{k_{f \text{ дем}}^{1.g}} vS_{x,y,z}^{n_{j \text{ мод}}^{y\psi}})$	Любые криволинейные объемные формы любых участков и зон детали

Общее формализованное обозначение формообразующей линии инструмента в своем перемещении в системе координат S_i технологического комплекса L_{Σ}^{Φ} можно представить в виде:

$$L_{k\Sigma}^{\Phi_m} \overset{p_{x,y,z}^{\zeta}}{v} \overset{p_{x,y,z}^{\zeta}}{\omega} = f \left(L_{rj}^i \left[\begin{matrix} f_i^v \cup f_t^{\omega} \\ f_j(x,y,z) \end{matrix} \right] \cup L_{sh}^i \left[\begin{matrix} f_k^v \cup f_q^{\omega} \\ f_h(x,y,z) \end{matrix} \right] \right),$$

где, L_{rj}^i и L_{sh}^i функционально определенные формообразующие линии для r -ой и s -ой элементарной структурной схемы технологического воздействия при формообразовании k -ого участка детали;

- v и ω - функционально определенные скорости прямолинейного и вращательного движения при реализации конкретной структурной схемы технологического воздействия процесса формообразования линейчатым контактом.

Общее формализованное обозначение формообразующей линии $\Phi_{L_g\Sigma}^{\Pi}$ инструмента в своем перемещении в системе координат технологического комплекса в составе g -ой структурной схемы обработки можно представить в виде:

$$\Phi_{L_{\Sigma}}^{\Phi} = F \left(\Pi_{k\Sigma}^j \cap L_g^{\Phi} \right) \tag{4}$$

где $\Pi_{k\Sigma}^j$ и $\Phi_{L_g\Sigma}^{\Pi}$ являются обобщенными элементами выражения (2) и (3).

Из совместного рассмотрения выражений (2), (3), (4) видно, что функционально значимые признаки детали (атрибуты) в отношении и функционально-ориентированные схемы технологических воздействий формообразования могут быть обеспечены реализацией нескольких вариантов комплексных функционально ориентированных линейчатых технологических воздействий. С целью выбора в конкретных условиях производства оптимальных структурных схем обработки детали необходимо выполнить перебор возможных сочетаний функционального технологического воздействия на основе рекуррентного подхода с постепенным приближением к оптимальному значению для достижения назначенного критерия выбора.

На рис. 5 представлена принципиальная схема выбора комплексной структурной схемы функционально-ориентированной технологии обработки детали для достижения установленных КД требований по формообразованию и геометрии, для которых частные вопросы конкретизации признаков представлены в выражениях (1, 2, 3, 4). Указаны как прямые, так и обратные связи, обеспечивающие последовательный рекуррентный перебор вариантов обработки, обеспечивающий достижение оптимального результата.

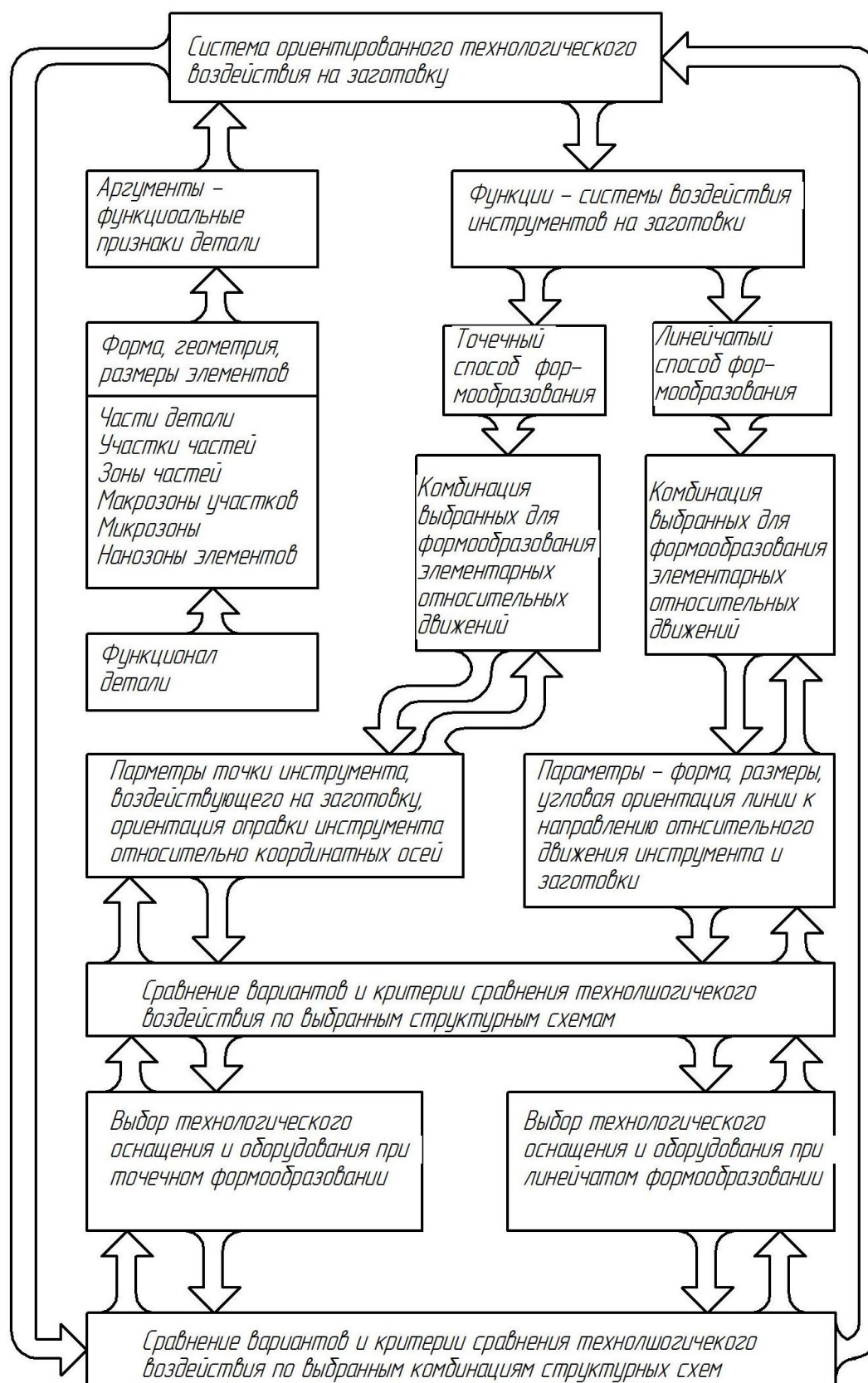


Рисунок 5. Общая структура формирования процесса технологического воздействия.

Исходными элементами, составляющими основу для создания элементарных структурных схем технологического воздействия на заготовку при формообразовании обрабатываемой детали, являются элементарные функциональные признаки, указанные в конструкторской документации. Эти элементарные признаки являются аргументами функции технологии обработки детали. Одновременно они функционально принадлежат определенным частям и участкам детали с их нанозонами, микрizonaми и макро-зонами, которые являются составляющими частями общего функционала детали.

Рассматривая эти элементарные функции конструктивных элементов детали устанавливаются технологические функции обрабатывающего технологического комплекса, включающего оборудование, технологическую оснастку, инструментальное обеспечение, энергетическую насыщенность, информационное обеспечение и управление процессом, в суммарном воздействии обеспечивающие достижение установленных в КД требований оптимальным образом. С этой целью подбираются схемы формообразования точечным и линейчатым контактом со всеми входящими элементами, сравниваются на каждом уровне глубины технологического воздействия, при необходимости возвращаются на шаг назад к другой схеме и снова сравниваются варианты, пока не будет выбран удовлетворяющий вариант обработки.

Заключение.

В настоящей работе выполнены исследования, устанавливающие взаимосвязь между функционально значимыми частями и зонами частей обрабатываемой детали и функционально ориентированными схемами линейчатого технологического воздействия инструмента на заготовку формообразовании поверхностей.

1. Синтезировано множество элементарных структурных схем траектории образованных движением линии режущей кромки инструмента, образующей создаваемую поверхность детали.

- установлены виды кромок формообразующих инструментов, ориентация их в схемах относительно направления движения и относительно осей координат;
- траектории перемещения формообразующей линии и формируемой поверхности в относительном движении линии при элементарных движениях;
- установлены траектории движения точки при придании дополнительных прямолинейных и вращательных движений линии инструмента и заготовки;
- формально описаны возможные траектории движения формообразующей линии инструмента в системе координат технологического комплекса.

2. Получено множество структурных схем формообразования с участием подвижной линии инструмента с учетом взаимной первоначальной инструмента и обрабатываемой поверхности, что позволяет получать многообразные формы детали при сочетании различных элементарных прямолинейных и вращательных движений в технологическом комплексе.

3. Установлена формальная взаимосвязь между геометрическими функционально значимыми атрибутами детали и формой траектории перемещения формообразующей линии в системе координат технологического комплекса.

4. Установлена формализованная взаимосвязь геометрической формы детали в системе координат детали с функционалом функционально-ориентированного технологического воздействия при реализации элементарных структурных схем линейчатым инструментальным формообразованием детали, выраженной в координатной системе технологического комплекса.

5. Указан алгоритм выбора лучшего варианта формообразования линейчатым инструментом из некоторого множества методом рекуррентного итеративного подхода к перебору вариантов, обеспечивающему достижение установленного критерия оценки качества.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Артоболевский, И. И. Механизмы в современной технике. Справочное пособие для инженеров, конструкторов и изобретателей. В 7 томах: Элементы механизмов. Простейшие рычажные и шарнирно-рычажные механизмы. – Т.1. – Изд. 3. – 2019. – 500 с.

2. Гуревич, Ю. Е. Детали машин и основы конструирования. Исходные положения. Механические передачи: учебник – Издательство ТНТ, 2015. – С. 407.

3. Технология машиностроения, в 2 т. Т.1. Основы технологии машиностроения / Бурцев В. М., Васильев А. С., Дальский А. М. и др., под ред. Дальского А. М. // Изд. МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001.

4. Базров, Б. М. Основы технологии машиностроения: Учебник для вузов. – М.: Машиностроение, 2005. – 736 с.

5. Ивлев, Ю. В. Логика: Учебник. – М.: Издательство Московского университета, 1992. – 270 с.

6. Балакшин, Б. С. Основы технологии машиностроения. – Москва: Машиностроение, 1973. – 688 с.

7. Колесов, И. М. Основы технологии машиностроения: Учебник для машиностроительных спец. вузов. – Москва: Высшая школа, 2001. – 591 с.

8. Михайлов, А. Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346с.

9. Михайлов, А. Н. Проявление атрибутов деталей машин как факторов разработки функционально-ориентированных технологий / Михайлов А. Н., Котляров Б. С., Котляров В. Б., Котляров С. Б. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов – Донецк: ДонНТУ, 2020. – Вып. 3 (70). – С. 22-33.

10. Евченко, К. Пятикоординатное фрезерование как средство повышения конкурентоспособности продукции / Евченко К., Рагулин А., Жигулин В. // Журнал «САПР и Графика. – 2003. – №8.

Поступила в редколлегию 26.04.2021 г.

УДК 621.789

Е. В. Овчинников, д-р техн. наук, профессор
Гродненский государственный университет им. Янки Купалы, Беларусь
Тел./Факс: +375 (152) 684108; E-mail: ovchin@grsu.by

НАНОКОМПОЗИЦИОННЫЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ЭИЛ ПОКРЫТИЯ

В статье представлены результаты исследований трибологических процессов, происходящих в нанокomпозиционных электроискровых покрытиях, сформированных на металлических субстратах различного строения, при различных технологических режимах формирования. Установлена взаимосвязь между технологическими параметрами формирования электроискровых покрытий и триботехническими характеристиками, получаемых защитных слоев. Изучена морфология поверхности трения электроискровых покрытий. Показано, что в ряде случаев происходит уменьшение параметров шероховатости поверхностей трения. Установлено формирование нанофаз в структуре ЭИЛ покрытий, а также возможность образования МАХ-фаз, что приводит к существенному изменению трибологических характеристик модифицируемых металлических субстратов.

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

Y. Aurchinnikau

NANOCOMPOSITION TRIBOTECHNICAL EIL COATINGS

The article presents the results of studies of tribological processes occurring in nanocomposite electrospark coatings formed on metal substrates of various structures, under various technological modes of formation. The relationship between the technological parameters of the formation of electrospark coatings and the tribotechnical characteristics of the resulting protective layers has been established. The morphology of the friction surface of electrospark coatings is studied. It is shown that in a number of cases there is a decrease in the parameters of the roughness of the friction surfaces. The formation of nanophases in the structure of ESA coatings, as well as the possibility of the formation of MAX-phases, is established, which leads to a significant change in the tribological characteristics of the modified metal substrates.

Keywords: electrospark alloying, friction, properties, coatings, metals, plasma

1. Введение.

Согласно современным представлениям, титановые сплавы обладают рядом преимуществ в сравнении со стальными материалами. Сплавы на данной основе обладают низкой плотностью, высокой удельной прочностью, высокой коррозионной стойкостью, хорошей биосовместимостью. Вследствие этого данные материалы широко применяются в авиакосмической отрасли, химической и атомной промышленности, металлургии, при изготовлении изделий для медицинской техники. Тем не менее, титановые сплавы ограничены в применении вследствие их низких триботехнических характеристик. Данные сплавы обладают высокими значениями коэффициента трения, склонны к адгезионному износу, что приводит к резкому снижению их технических характеристик на начальных этапах эксплуатации изделий, изготовленных из данных материалов [1-2].

Поверхностная модификация и обработка титановых сплавов с использованием таких методов, как физическое (PVD) или химическое осаждение из паровой фазы (CVD), ионная имплантация, термические методы создания оксидных защитных слоев с высокими физико-механическими параметрами и магнетронное распыление приводят к увеличению эксплуатационных характеристик металлических субстратов, в частности на основе титановых сплавов. Однако в случае применения выше изложенных методов существует ряд существенных ограничений для модифицирования титановых сплавов, т.к. возможно возникновение неблагоприятных воздействий на данные материалы.

Например, из-за высокой температуры термообработки может произойти деформация подложек при проведении процесса азотирования, сульфуризации и химического осаждения покрытий методом CVD [3].

Недостатком метода PVD является сложность применяемого оборудования, большие геометрические размеры, ограниченность геометрических размеров обрабатываемых изделий, необходимость создания высокого вакуума, а также наличие инертных газов для получения особых условий модифицирования деталей. Метод магнетронного напыления формирует защитные слои малой толщины, также характеризуется низким коэффициентом полезного действия (КПД). В большинстве случаев при решении технических задач, связанных с созданием высокоэффективных защитных покрытий на титановых, стальных субстратах, необходимо это сделать с наименьшей затратой времени, с минимальным количеством тепла, подводимого к подложке [4].

Электроискровое легирование (ЭИЛ, в зарубежных источниках применяется термин ESD – электроискровое осаждение) – типичная поверхностная технология модификации с высокой плотностью энергии и низким тепловыделением, которое широко применяется для создания модифицированных упрочняющих покрытий [5]. Использование импульсного разряда высокой энергии между электродом и металлической подложкой в методе ESD, приводит к тому, что на поверхность твердого субстрата наносится материал, состоящий из расплавленного материала электрода. В результате данного процесса осуществляется металлургическая реакция с подложкой.

В настоящее время ведутся интенсивные исследования по отработке технологий и составов различных покрытий на титановые сплавы методом ЭИЛ. В работе [6] рассмотрены вопросы формирования покрытия из твердого сплава WC – 92 % мас., Co – 8 % мас. (BK 8) на титановом субстрате сплавов методом ЭИЛ, была изучена микроструктура и граница раздела покрытие-субстрат. Микротвердость получаемого покрытия достигала значений HV=1192. Однако толщина покрытия находилась в области 26,3– 56,12 мкм и наблюдалась неоднородность покрытия по толщине.

Нанесение покрытий ЭИЛ в условиях защитной среды (в частности, азота) и в силиконовом масле использованием графитового электрода на титановую подложку, показало, что покрытие ЭИЛ обработанное силиконовым маслом обладают более высокой биосовместимостью и биологической активностью по сравнению с покрытиями, сформированными без применения жидкой смазочной среды. Однако в ряде случаев силиконовая среда ограничена в применении для механических деталей с большими геометрическими размерами.

В работе [7] при формировании покрытий TiN на титановом сплаве TC4 методом ЭИЛ формировали относительно тонкий слой толщиной порядка 12,1 – 24,3 мкм, влияние процесса осаждения на параметры и физико-механические свойства покрытий не исследовались.

На основании большого количества экспериментов по разработке составов покрытий и технологии их получения на титановых сплавах методом ЭИЛ, очевидно, что параметры процесса осаждения оказывают большое влияние на эксплуатационные свойства покрытий. Перспективно применение покрытий на основе TiN, вследствие их высокой твердости, прочности, достаточно низкого коэффициента трения, высокой износостойкости и коррозии можно считать, что данный класс покрытий является перспективным для поверхностного упрочнения титановых сплавов.

Таким образом, представляет интерес исследовать триботехнические характеристики двухфазных и многофазных покрытий на основе W, Ti, C, N предназначенных для модифицирования титановых сплавов.

2. Методика эксперимента.

Нанокпозиционные электроискровые покрытия на базе нитридов, карбидов, силицидов титана и алюминия наносили методом электроискрового легирования на установках «Impuls-1А». В качестве подложек использовал различные марки металлов: ВТ 6; 40Х13 Покрытия наносили как на металл в состоянии поставки, так и подложку из стали подвергали закалке до HRC 53 – 60 и шлифовке до чистоты не ниже 10 класса. Анализ особенностей структуры металлических покрытий и их модификаций материалов, подвергнутых различным видам обработки, осуществляли на универсальном металлографическом комплексе ЗАО «Спектроскопические системы».

Составы нанокпозиционных электроискровых покрытий приведены в табл. 1.

Таблица 1. – Состав покрытий и режимы формирования электроискровых покрытий на металлических субстратах

Образец	Параметры формирования покрытий		
	режим формирования покрытия, Дж	субстрат	состав электрода
№1	0,9	ВТ6	Ti+Al+C
№2	0,9	ВТ6	Ti+Al+N
№3	0,9	ВТ6	Ti+Si+C
№4	0,9	ВТ6	Ti+C
№5	0,9	40Х13	Ti+Al+C
№6	0,9	40Х13	Ti+Al+N
№7	0,9	40Х13	Ti+C
№8	0,9	40Х13	Ti+Si+C

Шероховатость покрытий и поверхностей трения оценивали на профилометре «Surftest SJ-210».

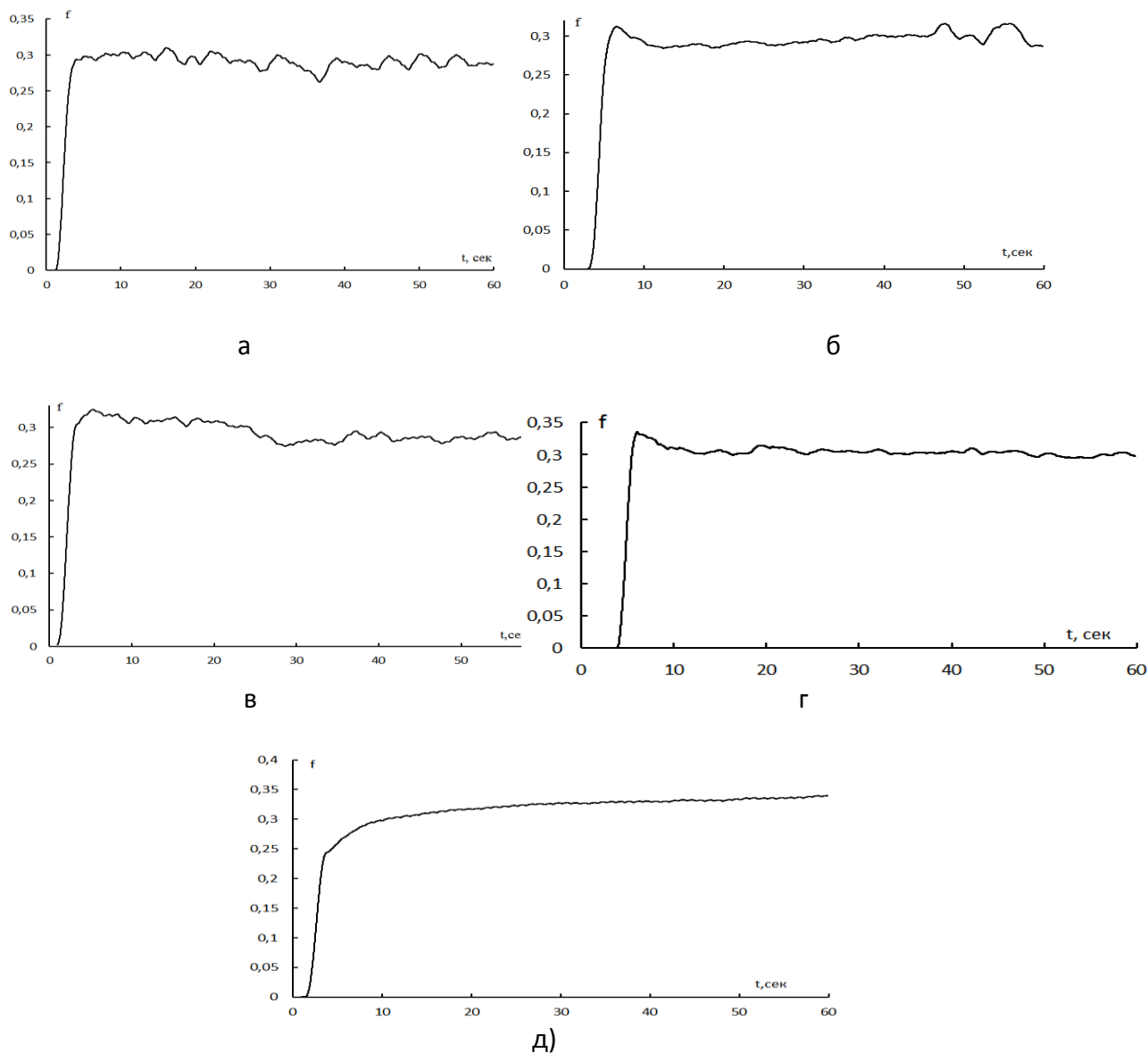
Триботехнические исследования проводили на машине трения типа FT-2, которая работает по схеме возвратно-поступательного движения длина хода индентора от 5 – 50 мм в условиях сухого трения (контртела), выполненного из стали и отшлифованного на ровной плоской поверхности наждачной шкуркой или шлифовальной пастой до среднего арифметического отклонения профиля поверхности $R_a=0,1 - 0,3$ мкм.

Образцы закрепляли в зажиме машины трения, протирали тканью «бязь», отбеленной, смоченной в этиловом спирте, рабочую сферу и рабочую поверхность стального диска (контртела), после чего сушили две минуты при комнатной температуре. Испытания проводили при нормальной нагрузке на образец до 50 Н, линейной скорости скольжения 0,056 м/с, температуре поверхности стали (20 ± 5) °С.

3. Результаты исследований.

На рис. 1 – 2 представлены зависимости коэффициента трения от времени испытаний для различных составов электроискровых покрытий. Условия формирования покрытий приведены в таблице 1.

Согласно полученных данных, покрытия на основе интерметаллидов титана обладают более низкими значениями трения по отношению к исходному субстрату, за исключением покрытия №4 (рис. 3).



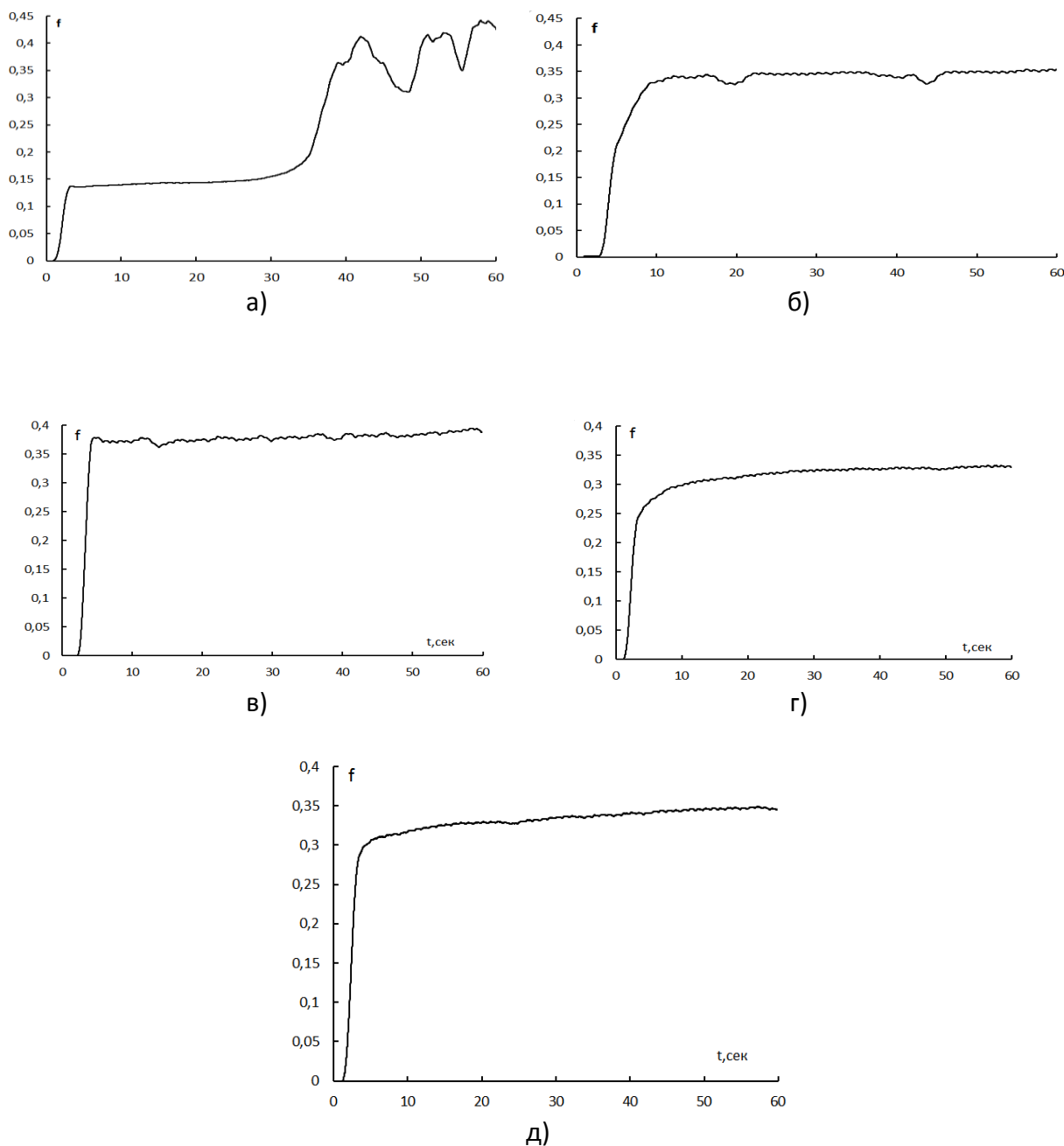
а - пара трения «ВТ6-ШХ15»; б - пара трения «образец №1-ШХ15»; в – пара трения «образец №2-ШХ15»; г - пара трения «образец №3-ШХ15»; д – пара трения «образец №4-ШХ15»; $v = 0,056$ м/с, нагрузка 50 Н; состав покрытий приведен в табл. 1.

Рисунок 1. Зависимость коэффициента трения от времени испытаний пары трения «покрытие ЭИЛ -ШХ15»

Это обусловлено тем, что при формировании данного типа покрытий основной составляющей является карбид титана, который является абразивостойким благодаря высокой твердости, а коэффициент трения высокий даже в условиях граничного трения.

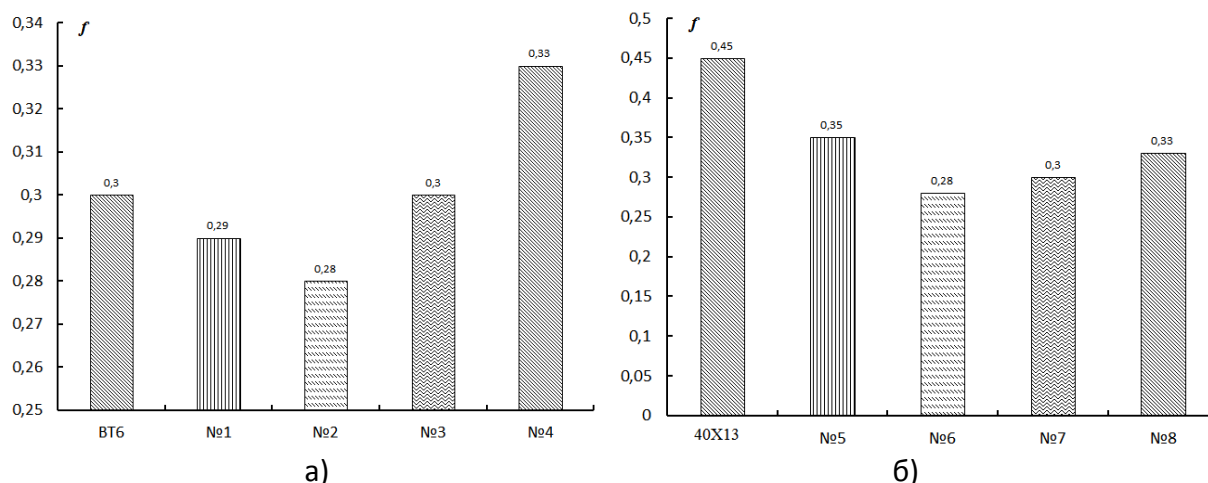
Исходя из данных представленных на рис. 3 полученных данных покрытия на основе интерметаллидов титана, сформированных на стальной подложке 40Х13 обладают более низкими значениями трения по отношению к исходному субстрату.

Более низкий коэффициент трения исследуемых пар терния, скорее всего, будет приводить к увеличению износостойкости разработанных составов покрытий (рис. 4).



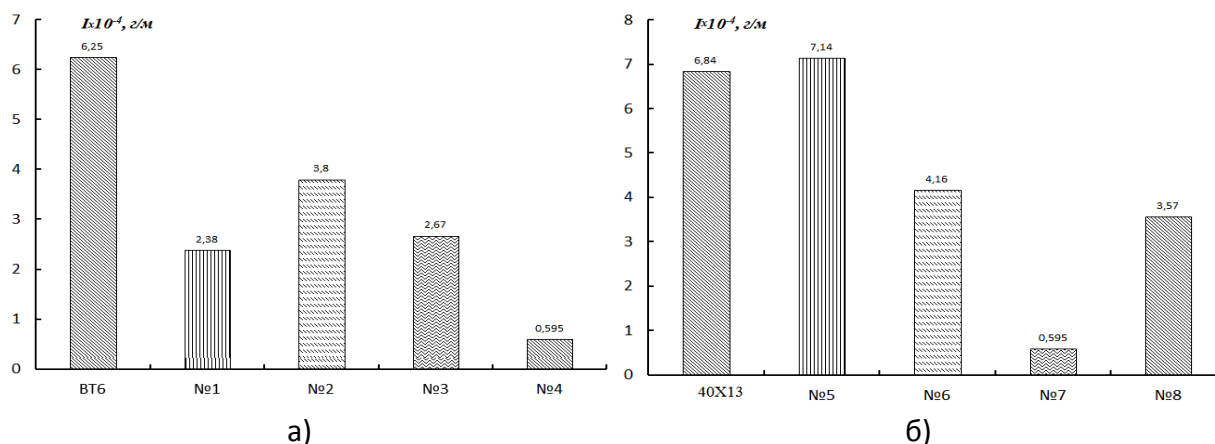
а - пара трения «40X13-ШХ15»; б - пара трения «образец №5-ШХ15»; в – пара трения «образец №6-ШХ15»; г - пара трения «образец №7-ШХ15»; д – пара трения «образец №8-ШХ15»; $v = 0,056$ м/с, нагрузка 50 Н; состав покрытий приведен в таблице 1.

Рисунок 2. Зависимость коэффициента трения от времени испытаний пары трения «покрытие ЭИЛ -ШХ15»



а) электроискровые покрытия, сформированы на субстрате из сплава ВТ6, б) электроискровые покрытия, сформированы на стальной подложке 40Х13. Номер покрытия соответствует составу согласно таблице 1. $v = 0,056$ м/с, нагрузка 50 Н

Рисунок 3. Зависимость коэффициента трения от типа покрытия для пары трения «покрытие – ШХ 15»



а) электроискровые покрытия, сформированы на субстрате из сплава ВТ6, б) электроискровые покрытия, сформированы на стальной подложке 40Х13. Номер покрытия соответствует составу согласно таблице 1. $v = 0,056$ м/с, нагрузка 30 Н

Рисунок 4. Массовая интенсивность изнашивания от типа покрытия для пары трения «покрытие ЭИЛ – ШХ 15»

Исходя из представленных на рис. 57 – 60 данных, наиболее высокими антифрикционными свойствами обладают покрытия на основе TiC. Покрытия, нанесенные методом ЭИЛ, за счет металлургических реакций, протекающих при электроискровом разряде, достаточно хорошо взаимодействует с подложкой. Однако граница раздела «подложка-покрытие» все равно остается слабым местом данной композиционной системы.

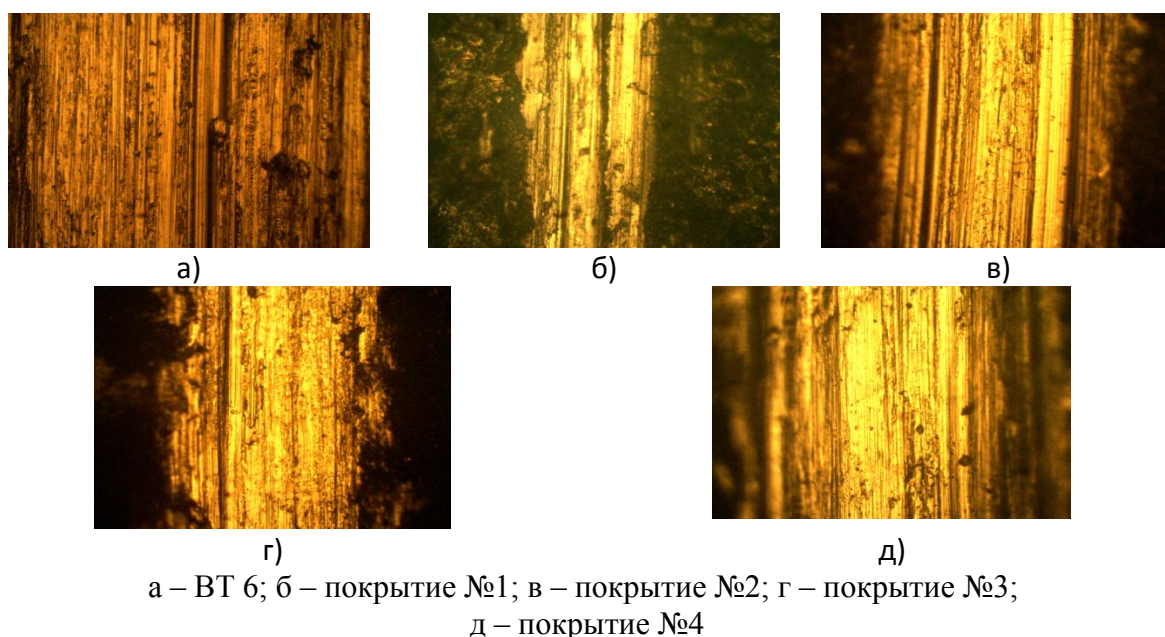


Рисунок 5 – Морфология поверхности нанокпозиционных покрытий на основе титана, сформированных на металлическом субстрате из сплава ВТ 6

Формирование условно толстого покрытия (40 – 200 мкм) может эффективно уменьшить межфазное напряжение и возможность генерации микротрещины при комбинированном воздействии нормальных нагрузок и силы трения. Таким образом, можно избежать возникновения расслоения, разрушения покрытия в процессе трения.

На рис. 5 – 6 показаны изношенные поверхности покрытий, сформированные из различных электродов на поверхности отличающихся по строению субстратов.

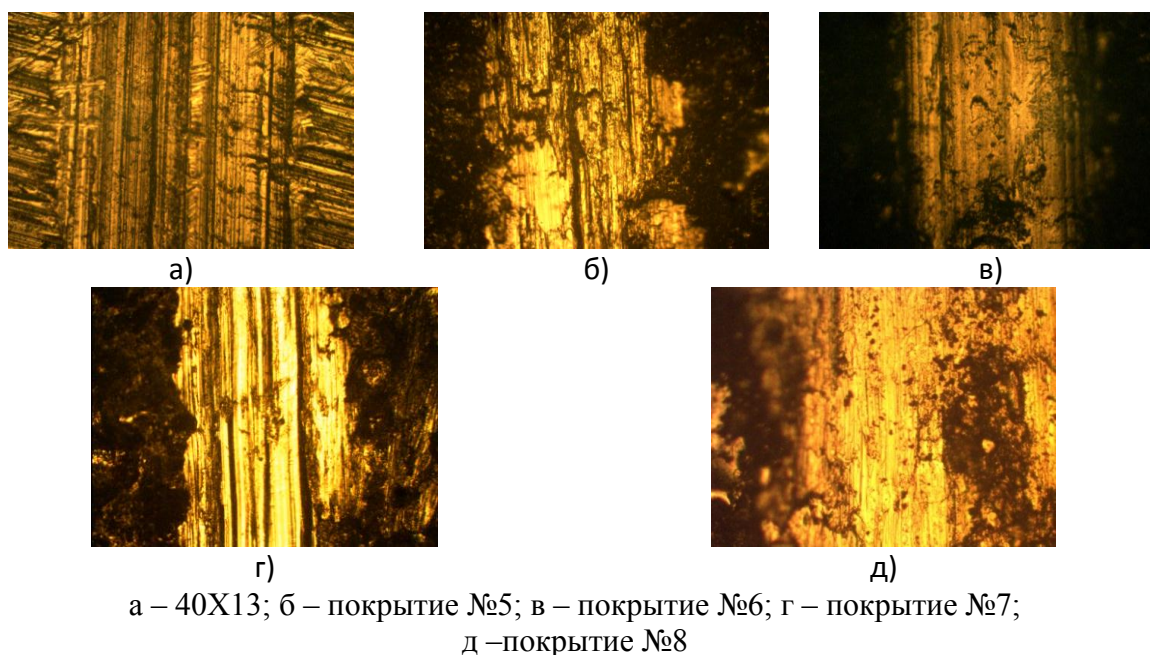
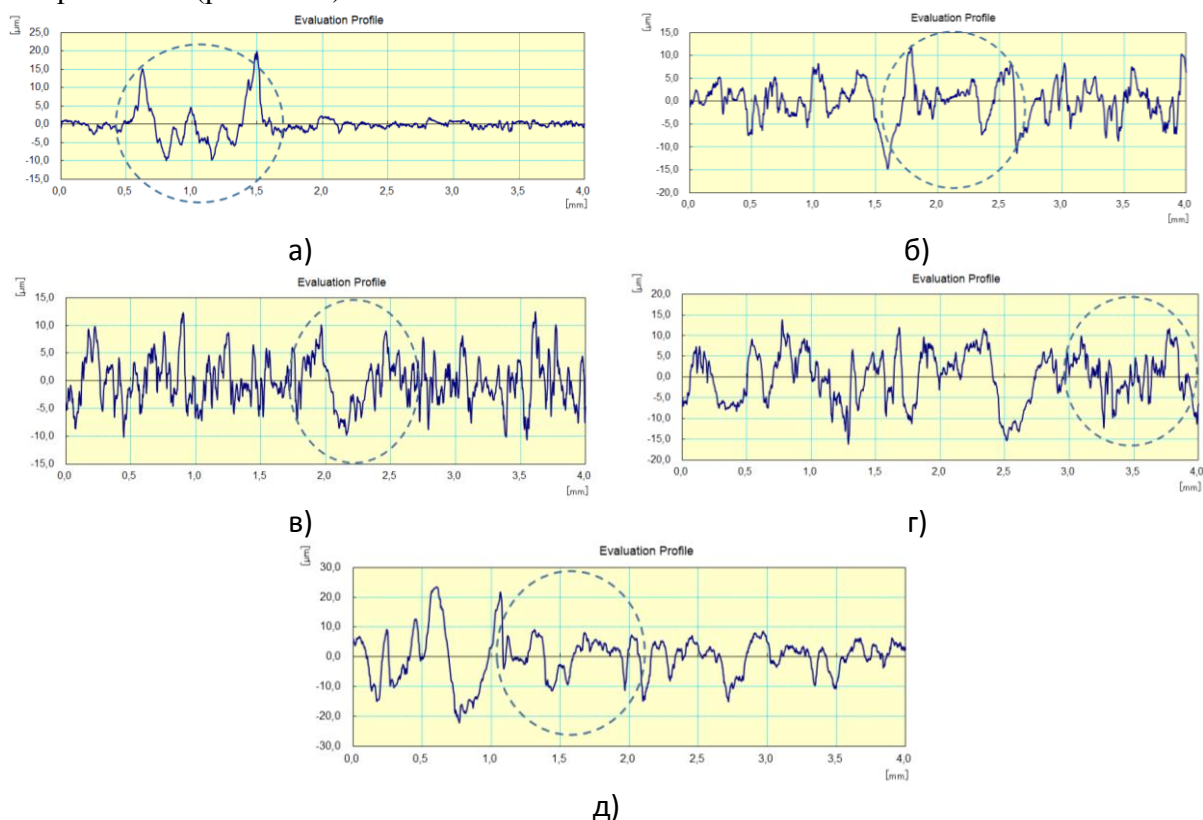


Рисунок 6. Морфология поверхности нанокпозиционных покрытий на основе титана, сформированных на стальном субстрате из сплава 40X13 б

Исходя из представленных данных видно, что формирование на поверхности металлических подложек (ВТ 6, 40Х13) нанокomпозиционных покрытий на основе сплавов Тi приводит к уменьшению геометрических областей контакта в области поверхности трения, снижению количества полос микрорезания, выглаживанию поверхностных слоев (рис. 7 – 8).

Проведенные исследования по определению шероховатости поверхности трения методом профилометрии, подтверждает полученные результаты методом оптической микроскопии (рис. 6 – 7).



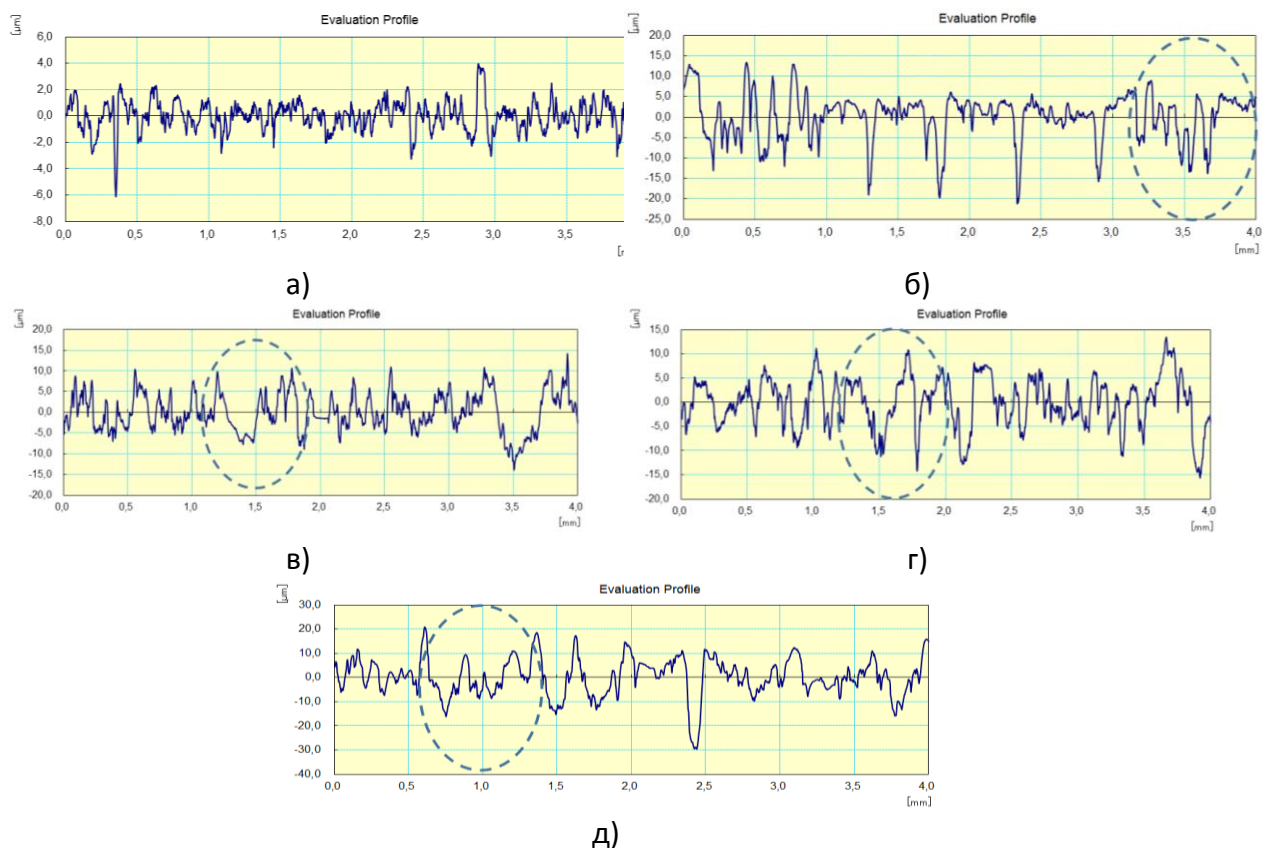
а – ВТ6; б – покрытие №1; в – покрытие №2; г – покрытие №3;

д – покрытие №4 штриховой линией обозначены исследуемые поверхности трения, сформированные в исследуемом образце в результате триботехнического взаимодействия со стальным контртелом, изготовленным из стали ШХ15

Рисунок 6. Профиль поверхности трения нанокomпозиционных покрытий на основе титана, сформированного на субстрате из сплава ВТ6

Данный характер морфологии поверхности трения нанокomпозиционных покрытий соответствует данным триботехнических испытаний, свидетельствующий об улучшении трибологических характеристик модифицированных металлических субстратов.

Исходные поверхности трения модифицируемых металлических сплавов характеризуются наличием глубоких борозд и большой пластической деформацией, распределенной по поверхности трения исследуемых образцов (рис. 6, 7). Таким образом, основной механизм износа базовых материалов – многократная пластическая деформация, приводящая к деформационному износу, а также процесс микрорезания.



а – 40X13; б – покрытие №5; в – покрытие №6; г – покрытие №7; д – покрытие №8
 штриховой линией обозначены исследуемые поверхности трения, сформированные в исследуемом образце в результате триботехнического взаимодействия со стальным контртелом, изготовленным из стали ШХ15

Рисунок 7. Профиль поверхности трения нанокomпозиционных покрытий на основе титана, сформированных на субстрате из стали 40X13

Формирование нанокomпозиционных покрытий на металлических субстратах методом ЭИЛ приводит к формированию относительно гладкой поверхности трения, в которой борозды становятся мельче, что свидетельствует о стойкости покрытий к микрорезанию и приводит к увеличению параметров износостойкости. Можно предположить, что в процессе трения, покрытие может выдерживать двукратное действие нормальной нагрузки, по отношению к базовым материалам.

В связи с тем, что покрытия, формируемые ЭИЛ, достаточно имеют развитую морфологию, состоящую из различных по размерам сплетов, то возможно их отслаивание в процессе трения. Однако повышенная стойкость к воздействию нормальных нагрузок не позволит развиваться вышеуказанному процессу при трении разработанных электроискровых покрытий. Изменение состава электродов, применяемых при формировании покрытий, приводит к увеличению значений микротвердости, что препятствует процессу микрорезания и увеличения количества борозд на поверхности трения исследуемых нанокomпозиционных покрытий.

В ряде случаев, когда при формировании покрытий будет применяться напряжение на электроде более 100 В, может развиваться следующий процесс разрушения ЭИЛ покрытий: наблюдается резкое снижение адгезионного взаимодействия на границе

«покрытие-подложка» за счет образования поперечных трещин, а также образования других дефектов в поверхностных слоях трущихся покрытий; данные микротрещины достаточно быстро растут под действием нормальной нагрузки и напряжений, возникающих в покрытии в направлении перпендикулярном приложенных к действию нормальной силы, что приводит к увеличению массы изношенного материала. В наноконпозиционных покрытиях на основе сплавов титана, модифицированных азотом, в случае формирования большого количества фаз TiN_2 и TiN в структуре покрытия резко возрастают значения микротвердости, что способствует стойкости покрытий к процессам микрорезания и схватыванию при трении скольжения. Превышение содержания N в ЭИЛ покрытиях на основе титана приводит к образованию большого количества продуктов трения и отслоения покрытий от субстрата.

Заключение.

Таким образом, показано, что наноконпозиционные покрытия на основе титана обладают повышенными триботехническими характеристиками по сравнению с исходными металлическими субстратами. Покрытия на основе TiC снижают значения скорости изнашивания и массового износа модифицированных субстратов на порядок. В процессе трения наноконпозиционных покрытий формируется менее развитая морфология поверхностей трения в сравнении с исходными металлическими сплавами (40X13, ВТ6). Исследования проведены в рамках выполнения договора Т19МЛДГ-004.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Михайлов, В. В. Электроискровое легирование титана и его сплавов, физико-технологические аспекты и возможность практического использования. Краткий обзор. Часть I. Особенности массопереноса, структурные и фазовые превращения в поверхностных слоях, их износо- и жаростойкость / Михайлов В.В. [и др.] // Электронная обработка материалов. – 2013. – Т.49. - №5. – С. 21-44.
2. Овчинников, Е. В. Морфология и физико-механические свойства покрытий из нитрида титана, модифицированных фторсодержащими олигомерами и полимерами / Е. В. Овчинников // Веснік Гродзенскага дзяржаўнага універсітэта імя Янкі Купалы. Серыя 2. – 2000. – №1(3). – С.62-66.
3. Leclair P., Verera G.P., Moodera J.S. Titanium nitride thin films obtained by a modified physical vapor deposition process // Thin Solid Films. – 2000. – Vol. 376 (1). – P. 9-15.
4. Михайлов, В. В. Особенности электроискрового легирования алюминия и его сплавов / В. В. Михайлов, А. П. Абрамчук // Электронная обработка материалов. – 1986. – №2. – С. 36-41.
5. Овчинников, Е. В. Структурные особенности наноконпозиционных покрытий, получаемых методом электроискрового легирования / Овчинников Е. В. [и др.] // Горная механика и машиностроение. - 2020. - № 1. - С. 93-100.
6. Wang R.J., Qian Y.Y., Liu J. Structural and interfacial analysis of WC92–Co8 coating deposited on titanium alloy by electrospark deposition // Applied Surface Science. – 2004. – Vol. 228 (1). – P. 405 – 409.
7. Tang, C. B. [et al.] Electro-spark alloying using graphite electrode on titanium alloy surface for biomedical applications // Applied Surface Science. – 2011. – Vol. 257 (15). – P. 6364 – 6371.

Поступила в редколлегию 22.04.2021 г.

УДК 539.374, 621.762

Г. Л. Петросян, д-р техн. наук, проф., А. А. Давтян, абитуриент магистратуры
Национальный политехнический университет Армении, Республика Армения
Тел./Факс: +374 (094)-754-103; E-mail: abo14arm@gmail.com

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОЦЕССОВ ВОЛОЧЕНИЯ СПЕЧЕННЫХ ОБРАЗЦОВ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ В КЛИНОВИДНЫХ МАТРИЦАХ РАЗЛИЧНЫХ НАКЛОНОВ КОМБИНИРОВАННЫМ МЕТОДОМ

Проведены компьютерное моделирование и исследование процессов волочения спеченных образцов прямоугольного сечения в клиновидных матрицах различных наклонов комбинированным методом. Исследование проводилось в автоматизированной программной среде в условиях плоской деформации. Получены зоны распределения перемещений, интенсивностей напряжений и деформаций, а также компоненты напряженного состояния: растягивающих, формирующих со стороны матрицы, поперечных и касательных напряжений. В соответствии с этим определены значения компонентов напряженно-деформированного состояния и среднее нормальное напряжение в узлах контакта, входа и выхода образца. Определены также величины изменения пористости материала для спеченного образца с использованием деформационной теории пластичности пористых материалов. Выполнен анализ полученных результатов.

Ключевые слова: клиновидная матрица, волочение, спеченный прямоугольный образец, напряженно-деформированное состояние, пористость материала.

G. L. Petrosyan, A. H. Davtyan

INVESTIGATION OF THE STRESS-STRAIN STATE OF THE DRAWING PROCESSES OF RECTANGULAR SECTION SINTERED SAMPLES IN WEDGE-SHAPED DIES OF VARIOUS INCLINATIONS BY THE COMBINED METHOD

Computer simulation and investigation by the combined method of the drawing processes of a rectangular section sintered samples in wedge-shaped dies of various inclinations in the automated program environment under the conditions of flat deformation are carried out. The zones of distribution of displacements, the intensity of stresses and strains, and also the components of the stress state: tensile, forming from the die side, transverse, and shear stresses are obtained. In accordance with this, the values of the components of the stress-strain state and the average normal stress at the nodes of contact, input, and output of the sample are determined. The porosity change values of the material for the sintered sample are also determined using the deformation theory of plasticity of porous materials. The analysis of the obtained results is performed.

Keywords: wedge-shaped die, drawing, sintered rectangular sample, stress-strain state, the porosity of the material.

1. Введение

В современной металлургии и машиностроении особое место занимают высокоскоростные процессы прокатки, прессования и волочения заготовок различного поперечного сечения. Для решения этих задач во время технологических процессов необходимо определить величины компонентов напряженно-деформированного состояния (НДС) и распределения пористости материала заготовок по их объему. Существует множество экспериментальных и теоретических исследований, а также примеров проведения компьютерного моделирования процессов пластического деформирования литых и спеченных заготовок. При этом решения задач спеченных заготовок являются достаточно сложными из-за пористости материала.

Многочисленные исследования в разных областях науки доказали, что одним из наиболее оптимальных и распространенных методов решения инженерных задач является компьютерное моделирование в автоматизированной программной среде (АПС). При решении задач аналитическим методом достаточно сложно, а иногда даже и невозможно учитывать множество факторов, которые намного упрощают и уточняют решения в АПС. Существуют также комбинированные методы решения задач.

Решению задач процессов пластического деформирования спеченных заготовок компьютерным моделированием и комбинированным методом (сначала компьютерным моделированием, а затем - аналитическим методом) посвящены работы [1-5].

В работе [1] в программной среде "ABAQUS" смоделирован процесс прессования спеченного образца круглого сечения в конических матрицах различной конусности. Получены зоны распределения напряжения Мизеса, основных компонентов напряжённого состояния, интенсивности деформаций и пористости материала. Определены значения компонентов напряжённого состояния и пористости, построены графики этих величин при входе в матрицу и на выходе из нее, а также графики усреднённых данных по поперечному сечению вдоль матрицы. На основе полученных данных выявлены особенности влияния величины угла конусности матрицы на процесс прессования и подтверждены некоторые допущения, используемые при решении задачи аналитическим методом.

В работе [2] при моделировании процесса прокатки биметаллической полосы в АПС получены данные компонентов НДС. В четырех контактных с валкой точках полосы и в шести узлах при входе в зону прокатки и выходе из нее определены величины касательных, продольных, поперечных и средних напряжений, нормального контактного давления, эквивалентных напряжений и деформаций и величины текущей пористости. Составлены таблицы этих величин и построены графики изменения пористости материала. По данным моделирования в АПС и с использованием уравнения деформационной теории пластичности пористых материалов (ДТППМ) в вышеназванных точках и узлах аналитическим методом определены величины пористости материала. Численные расчеты проводились в программной среде MS EXCEL при начальной 20% пористости внутренней части биметаллической полосы. Полученные данные были сравнены с данными компьютерного моделирования.

В работе [3] проведено компьютерное моделирование процессов экструзии биметаллических труб и стержней в конической матрице для случаев сплошных неупрочняемых материалов, имеющих различные пределы текучести их внутренних слоёв (стержня и трубы). Получены виды зон напряжений Мизеса и компонентов НДС и численные значения при отличающихся друг от друга определённо больших значениях пределов текучести внутреннего стержня и трубы. На основе данных полученных зон радиальных σ_r и окружных σ_θ напряжений предполагается, что давления p_v и p_r , действующие на внешнюю трубу, равны. В этом случае, определяя окружное напряжение внешней трубы, получаем упрощённое условие пластичности и аналитическим методом исследуем НДС внешней трубы.

Задача экструзии труб, нагруженных внутренним высоким давлением, была решена для случая наличия трения. Определены безразмерные меридиональные, окружные и средние напряжения в зависимости от степени деформирования трубы, которые позволили, используя формулы ДТППМ при различных начальных пористостях и коэффициентах трения, изучить процесс уплотнения материала трубы.

В [4] проведено моделирование и исследование НДС процессов волочения сплошного и спеченного образцов прямоугольного сечения в клиновидной матрице в

АПС “ABAQUS” в условиях плоской деформации. Получены значения компонентов НДС и среднее нормальное напряжение образца в осевых и контактных с матрицей узлах. Определены также величины изменения пористости материала для спеченного образца с использованием ДТППМ.

Результаты моделирования сравнены со значениями данных, полученных аналитическим методом. При аналитическом методе исследования поперечных напряжений в спеченном образце используется формула связи напряжений и деформаций ДТППМ. Полученные результаты сравнены с данными моделирования в АПС “ABAQUS”. Выполнен сравнительный анализ и показано, что при решении технологических задач с использованием АПС полученные результаты с достаточной точностью совпадают с данными, полученными при решении задачи аналитическим методом на основе ДТППМ.

В [5] проведено проектирование клиновидной матрицы с возможностью изменения углов наклона клина, получены зоны компонентов НДС процесса волочения образца прямоугольного сечения при разных углах наклона и проведен детальный анализ этих данных.

Отметим, что решения этих задач, имеющих большое практическое значение, довольно сложны и нуждаются в упрощении. Следовательно, работы в этом направлении весьма актуальны.

Целью работы является исследование напряженно-деформированного состояния процесса волочения спеченных образцов прямоугольного сечения в клиновидных матрицах различных наклонов с использованием комбинированного метода.

Настоящая работа является продолжением работы [5]. В данной статье представлены дополнительные данные зон компонентов НДС с последующим детальным анализом всех зон, а также проведено исследование распределения пористости для спеченного материала.

2. Исходные данные задачи

Процесс смоделирован в программной среде SIMULIA 2019 (ABAQUS) при следующих исходных данных: начальная толщина $x_0 = 34,96$ мм, длина $l = 70$ мм и ширина образца $b = 25$ мм (остается постоянной из-за плоской деформации), толщина изделия $x_1 = 20$ мм, высота клиновидной части матриц: $H_1 = 30$ мм, $H_2 = 20,55$ мм, $H_3 = 16,04$ мм, углы наклона клинов: $\alpha_1 = 14^\circ$ [4, 6], $\alpha_2 = 20^\circ$, $\alpha_3 = 25^\circ$ и коэффициент трения между образцом и матрицей $f = 0,1$. Разделение сетки конечных элементов образца: количество узлов – 4785, тип кубических элементов – C3D8R и количество элементов – 3920. Моделирование проведено для $1/2$ толщины образца из-за симметрии (рис. 1-3).

Задача решена для неупрочняющегося материала со схемой идеального жестко-пластически деформируемого тела с использованием следующих исходных данных: плотность $\rho = 7800$ кг/м³, модуль Юнга $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$, предел текучести $\sigma_T = 370$ МПа [4, 5] и интенсивность напряжений $\sigma_i = \sigma_T$.

3. Моделирование процессов волочения при разных углах наклона клина

Для каждого случая углов наклона произведено моделирование процессов волочения. На рис. 1 представлены узловые точки сетки образца при $\alpha_2 = 20^\circ$, полученные в результате моделирования.

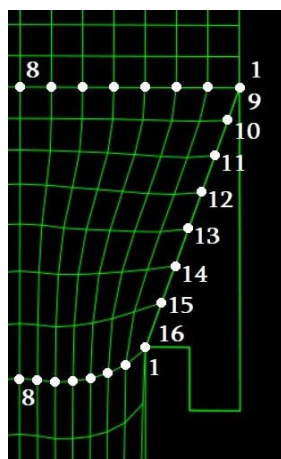


Рисунок 1. Узловые точки сетки образца при $\alpha_2 = 20^\circ$

Так как параллельно с изменением углов наклона меняются также высоты клиновидных частей матрицы, то в случае той же сетки, когда $\alpha_1 = 14^\circ$, $H_1 = 30$ мм, контактных узлов становится больше: 9 ...18, а при $\alpha_3 = 25^\circ$, $H_3 = 16,04$ мм - контактных узлов меньше: 9 ...15.

Сначала моделирование проводилось по схеме сплошного материала. На рис. 2 представлены зоны распределения перемещений в горизонтальном направлении ($U_1 = U_x$) и в направлении волочения ($U_2 = U_z$).

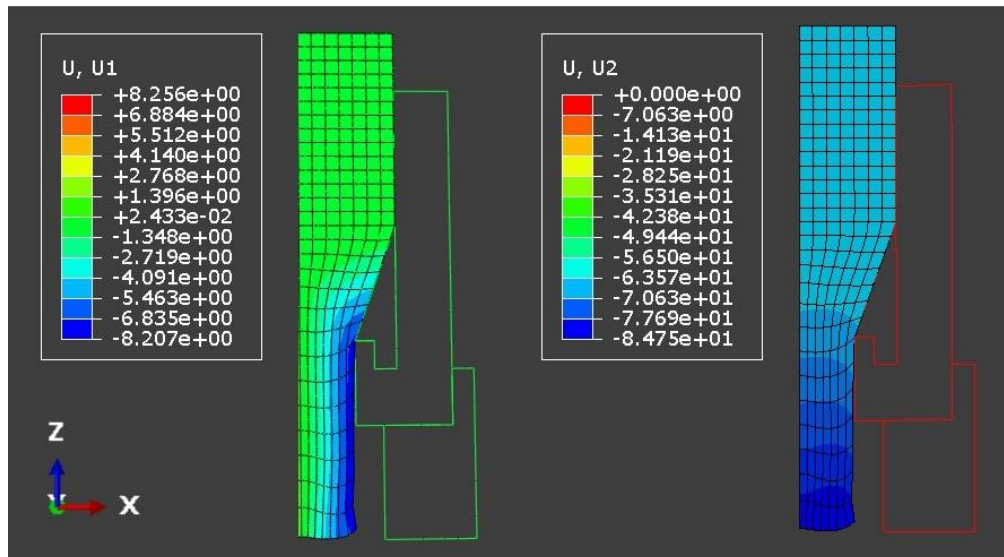


Рисунок 2. Зоны распределения перемещений в горизонтальном направлении и в направлении волочения при $\alpha_2 = 20^\circ$

Величины перемещений U_x и U_z для каждого узла рассчитаны относительно их начальной позиции и зависят от осей координат только направлением. Так как у входных узлов образца еще нет пластического течения, то по направлению волочения их перемещения будут равными, а у контактных и выходных узлов они постепенно растут

с ростом течения металла. Перемещения в горизонтальном направлении у входных узлов почти нулевые, а у контактных и выходных узлов они растут и в точке **16** достигают: **-7,48**.

Очевидно, что

$$U_x^{16} = H_0 \cdot \operatorname{tg} \alpha = 20,55 \cdot \operatorname{tg} 20^\circ = 7,48,$$

а знак “минус” говорит о перемещении в обратном направлении координаты x , т.е. все подтверждается.

На рис. 3 показаны интенсивности напряжения ($\sigma_i = Mises$) и деформации ($\varepsilon_i = PEEQ$), зоны распределения растягивающего ($\sigma_z = S22$), формирующего (горизонтально сжимающего со стороны матрицы) ($\sigma_x = S11$), поперечного ($\sigma_y = S33$) и касательного ($\tau_{xz} = S12$) напряжений.

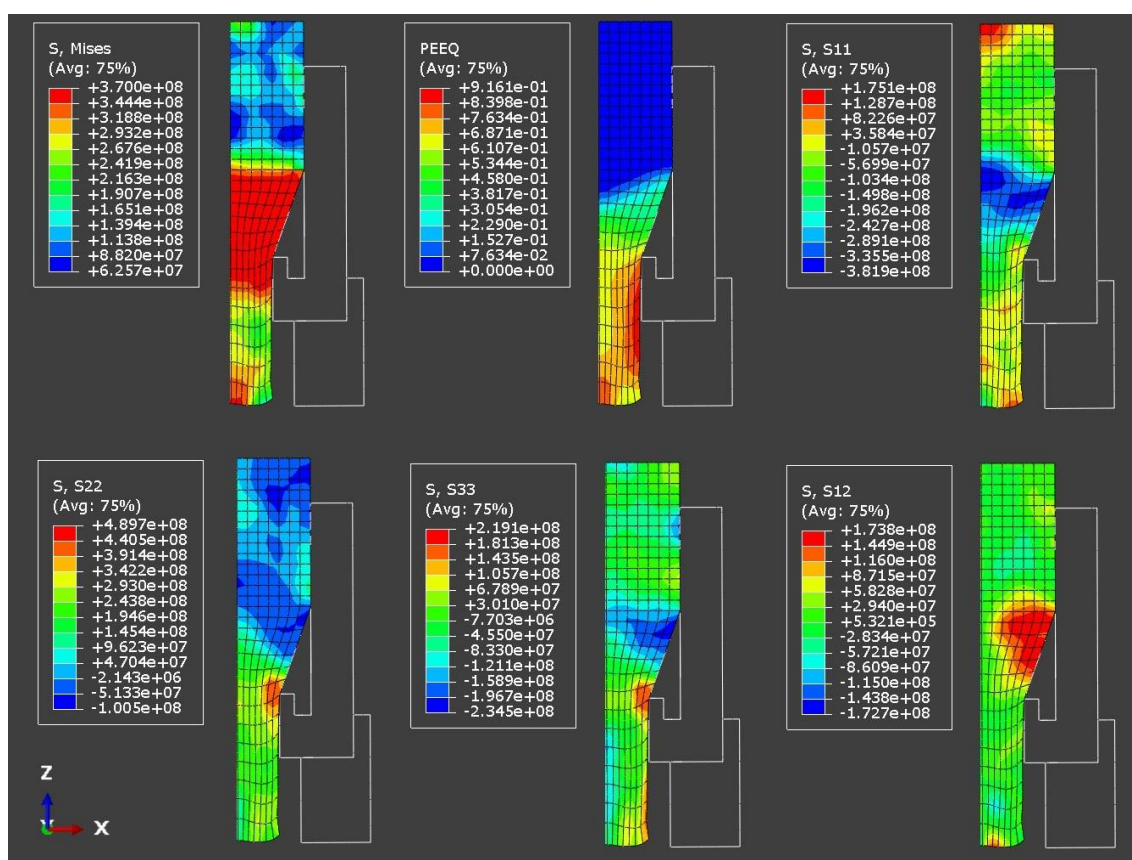


Рисунок 3. Зоны компонентов НДС образца прямоугольного сечения в процессе волочения в клиновидной матрице при $\alpha_2 = 20^\circ$ [5]

На основе результатов моделирования (рис. 2 и 3) в АПС были сняты данные с узловых точек сетки образца (рис. 1): при входе в матрицу (**1 ... 8**) (табл. 1), при выходе из матрицы (**1 ... 8**) (табл. 2) и в контактной части (**9 ... 16**) (табл. 3).

Из данных σ_i табл. 1 видно, что при входе в матрицу образец еще не находится в пластическом состоянии, а в контактных и выходных узлах он уже пластически деформирован, т.к. в них $\sigma_i = \sigma_r = 370 \text{ МПа}$.

Таблица 1. – Данные узловых точек при входе образца в матрицу в случае $\alpha_2 = 20^\circ$ (напряжения приведены в МПа, перемещения - мм)

Точки	1	2	3	4	5	6	7	8
σ_i	260,57	296,1	309,3	307,5	316,7	312,6	324,7	334,7
σ_x	-99,3	-139	-208,1	-250,9	-292,6	-344,1	-371,4	-376,6
σ_y	-45,9	-50,1	-72,3	-85,4	-102,6	-117,8	-118,9	-113
σ_z	-33,9	-18	-23	-27,2	-36,2	-45,2	-15	0,079
σ_0	-59,7	-69,03	-101,13	-121,17	-143,8	-169,03	-168,43	-163,17
τ_{xz}	128,9	147,4	147,6	131,7	123,3	86,7	34,7	1,15
ε_i	0,103	0,086	0,053	0,027	0,012	0,0049	0,0021	0,0013
U_x	0	-0,034		-0,021	-0,016	-0,011	-0,006	0
U_z	-64,38							
ν	0,079	0,082	0,085	0,091	0,095	0,098	0,099	

Таблица 2. – Данные узловых точек при выходе образца из матрицы в случае $\alpha_2 = 20^\circ$ (напряжения приведены в МПа, перемещения - мм)

Точки	1	2	3	4	5	6	7	8
σ_i	370							
σ_x	18,9	-20,78	-25,6	-107,7	-146,2	-141,4	-124,5	-118,4
σ_y	212,4	210,3	179,8	101	60,6	66,7	85,2	91,5
σ_z	441,5	437,5	386,4	307,8	271,4	276,8	294,9	301,2
σ_0	224,27	222,86	180,2	100,37	61,93	67,37	85,2	91,43
τ_{xz}	8,79	0,028	-6,55	-4,6	-5,8	-7	-3,4	-0,089
ε_i	0,759	0,743	0,716	0,696	0,686	0,675	0,657	0,647
U_x	-7,48	-6,56	-5,44	-4,35	-3,24	-2,15	-1,07	-0,001
U_z	-67,68	-68,91	-69,58	-69,99	-70,22	-70,31	-70,14	-70,04
ν	0,425	0,418	0,359	0,251	0,195	0,202	0,223	0,229

Таблица 3. – Данные узловых точек образца в контактной части матрицы в случае $\alpha_2 = 20^\circ$ (напряжения приведены в МПа, перемещения - мм)

Точки	9	10	11	12	13	14	15	16
σ_i	260,57	370						
σ_x	-99,3	-331,6	-351	-306,5	-277	-204,9	-169,4	18,9
σ_y	-45,9	-208,1	-191,9	-176,6	-151,1	-143	85,6	212,4
σ_z	-33,9	-83,2	-34,6	-42,8	-21,1	-80,7	337	441,5
σ_0	-59,7	-207,63	-192,5	-175,3	-149,73	-89,07	84,4	224,27
τ_{xz}	128,9	160,5	160,2	160,4	162,9	153,1	84,6	8,79
ε_i	0,103	0,262	0,343	0,372	0,388	0,428	0,585	0,759
U_x	0	-0,92	-1,94	-3	-4,07	-5,14	-6,2	-7,48
U_z	-64,38	-64,48	-64,79	-65,22	-65,62	-66,07	-66,48	-67,68
ν	0,079	0				0,005	0,209	0,425

Многочисленные исследования подтверждают, что значения поперечных напряжений σ_y во время плоской деформации образца находятся в диапазоне значений напряжений σ_x и σ_z [7]. Следовательно, полученные данные σ_y можно проверить с по-

мощью условия плоской деформации ($\varepsilon_y = 0$) и формулы связи деформаций и напряжений:

$$\begin{aligned} \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z)] = 0, \\ \sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z) &= 0 \text{ (т.к. } \frac{1}{E} \neq 0), \\ \sigma_y &= \mu(\sigma_x + \sigma_z), \end{aligned} \tag{1}$$

где μ – коэффициент Пуассона, который в пластическом состоянии образца принимает значение $\mu = 0.5$ [4, 7]. Таким образом,

$$\sigma_y = (\sigma_x + \sigma_z)/2. \tag{2}$$

С помощью уравнения (1) можно проверить данные поперечных напряжений в тех узлах, где $\sigma_i < \sigma_T$, а с помощью (2) - в узлах, где $\sigma_i = \sigma_T$. Если взять данные σ_x и σ_z из таблиц и рассчитать поперечные напряжения по формулам (1) и (2), то они довольно хорошо совпадут с данными моделирования в АПС, т.е. подтверждается высокий уровень моделирования процесса.

Для углов $\alpha_1 = 14^\circ$, $\alpha_2 = 20^\circ$, $\alpha_3 = 25^\circ$ были извлечены данные интенсивностей деформаций и касательных напряжений. На основе этих данных построены графики, которые наглядно описывают влияние изменения углов наклона (рис. 4).

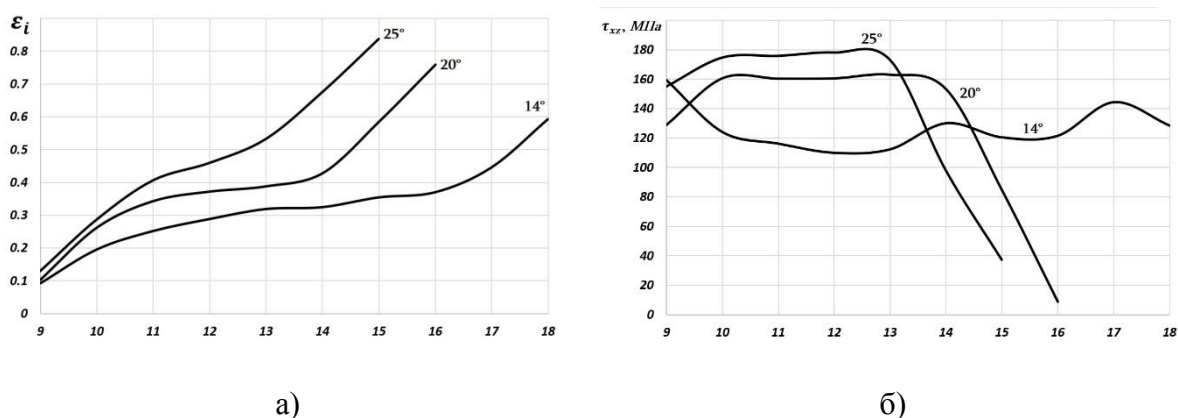


Рисунок 4. Графики данных контактных узлов для углов $\alpha_1 = 14^\circ$, $\alpha_2 = 20^\circ$, $\alpha_3 = 25^\circ$: а - для интенсивностей деформаций, б - для касательных напряжений

Из рис. 4, а видно, что параллельно с увеличением угла наклона клиновидной матрицы растут также и интенсивности деформаций. Из рис. 4, б очевидно, что в случае угла $\alpha_1 = 14^\circ$ касательные напряжения самые низкие и, можно сказать, более-менее равномерно распределены по всей поверхности контакта, а в случае углов $\alpha_2 = 20^\circ$ и $\alpha_3 = 25^\circ$ касательные напряжения с увеличением достигают своих максимальных значений, затем остаются постоянными и в узлах ближе к выходу резко уменьшаются. Из вышесказанного можно предположить, что в диапазоне $\alpha = 14 \dots 20^\circ$ начиная с какого-то угла касательные напряжения по контактной поверхности вместо равномерного распределения накапливаются на каком-то участке, а при $\alpha = 20 \dots 25^\circ$ касательные напряжения локализуются, накапливаясь соответственно в узлах 10 ... 14 и 10 ... 13.

Теперь рассмотрим более подробно случай, когда $\alpha_2 = 20^\circ$ (промежуточный случай).

Для наглядности (на основе данных таблиц) построены графики распределения напряжений σ_x , σ_z и τ_{xz} (рис. 5-7).

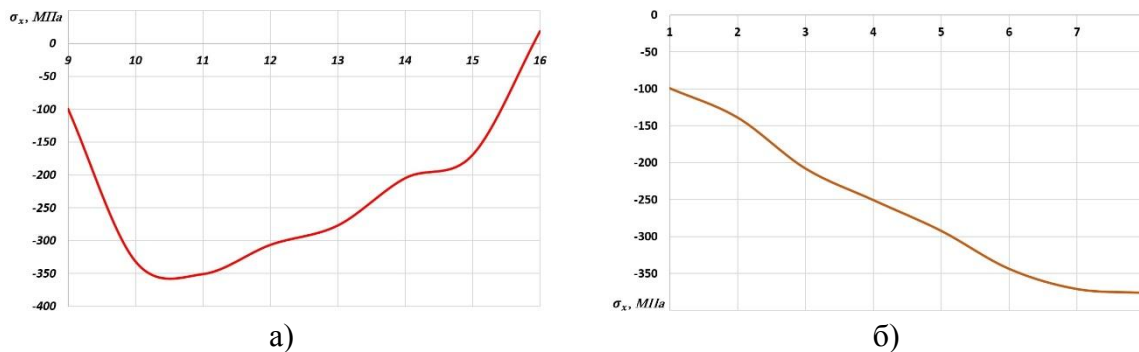


Рисунок 5. Графики распределения напряжений σ_x , построенные на основе данных АПС:
а – для контактных узлов; б – для входных узлов образца

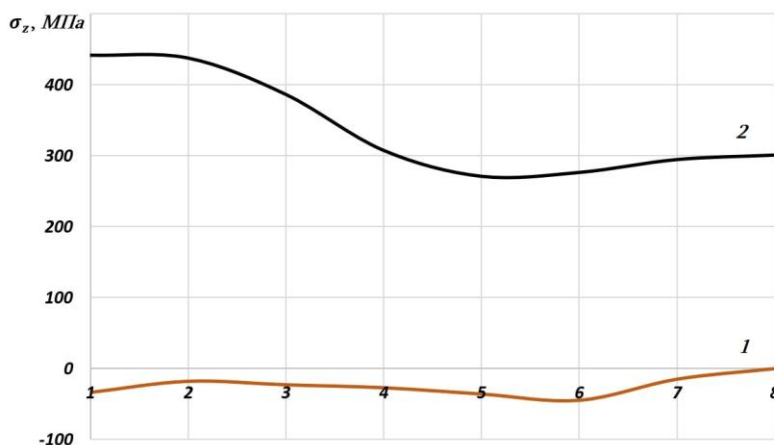


Рисунок 6. Графики распределения напряжений σ_z , построенные на основе данных АПС:
1 – для входных узлов, 2 – для выходных узлов образца

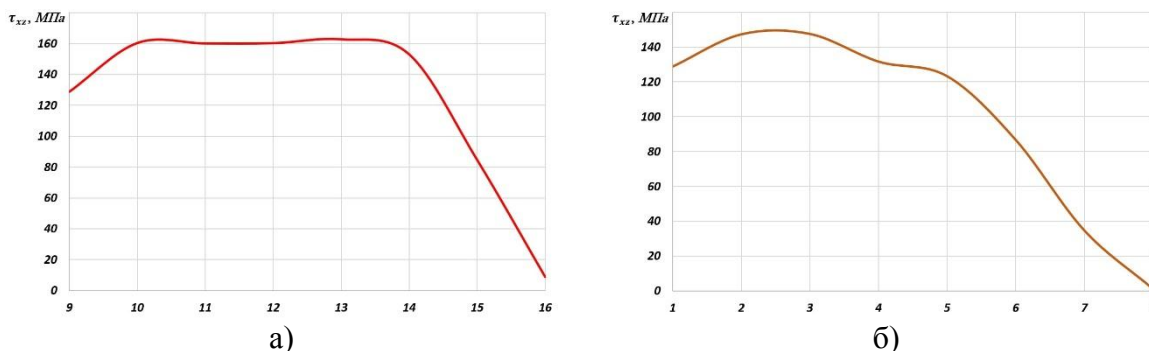


Рисунок 7. Графики распределения напряжений τ_{xz} , построенные на основе данных АПС:
а – для контактных узлов; б – для входных узлов образца

Из рис. 5, а видно, что в контактных узлах **10 ... 11** формирующие напряжения достигают максимального значения, после из-за роста пластических деформаций напряжения начинают снижаться. Из рис. 5, б и табл. 1-3 видно, что в процессе волочения образца прямоугольного сечения наибольшие сжимающие напряжения возникают в узлах входа **7 ... 8**, т.к. деформации у входа еще упругие.

На рис. 6 приведены графики растягивающих напряжений, или напряжений волочения. Очевидно, что процесс волочения проводится путем вытягивания образца из матрицы, поэтому в выходных узлах (кривая 2) растягивающие напряжения будут максимальными, а минимальные (почти нулевые) значения примут входные узлы (кривая 1).

На рис. 7а приведен график касательных напряжений в узлах контакта. Как видно, наибольшие значения принимают касательные напряжения в узлах **10 ... 14**, после чего они угасают. Такая же картина наблюдается для входных узлов на рис. 7б, т.е. ближе к зоне контакта касательные напряжения достаточно увеличиваются, так как сечение образца прямоугольное и угол наклона клина не маленький: $\alpha = 20^\circ$. Следовательно, во избежание сдвига желательнее прибегнуть к двукратному или многократному волочению образца прямоугольного сечения с более малыми углами наклона клина.

4. Методика исследования распределения пористости спеченного образца

Методика заключается в том, что для исследования процесса обработки давлением спеченных образцов моделирование можно проводить по схеме сплошного материала и правильно определить его НДС, далее с использованием ДТППМ рассчитать распределение пористости во время процесса для спеченного образца [4, 8]. В работе [4] уже доказано, что данные распределения пористости, полученные моделированием спеченного образца, и данные, полученные аналитическим методом на основе ДТППМ, как по качеству, так и по количеству довольно близки друг к другу, что подтверждает достоверность вышесказанного.

Значения среднего нормального напряжения (σ_0) определяются по следующей формуле:

$$\sigma_0 = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3. \quad (3)$$

Что касается определения значений изменения пористости (v) для спеченного образца, то можно прибегнуть к ДТППМ [7, 8]. Для этого случая начальная пористость равна $v_0 = 0,1$ [4] при $m = 1$, $n = 0,25$ [4, 7]. Текущие значения пористости при 10% начальной пористости образца рассчитаны по формуле.

$$v = 1 - (1 - v_0) \exp\left(-\frac{9v_0^m \sigma_0 \varepsilon_i}{(1-v_0)^{3n} \sigma_i}\right), \quad (4)$$

где m и n – параметры пористости.

На основе этих значений были построены графики (рис. 8).

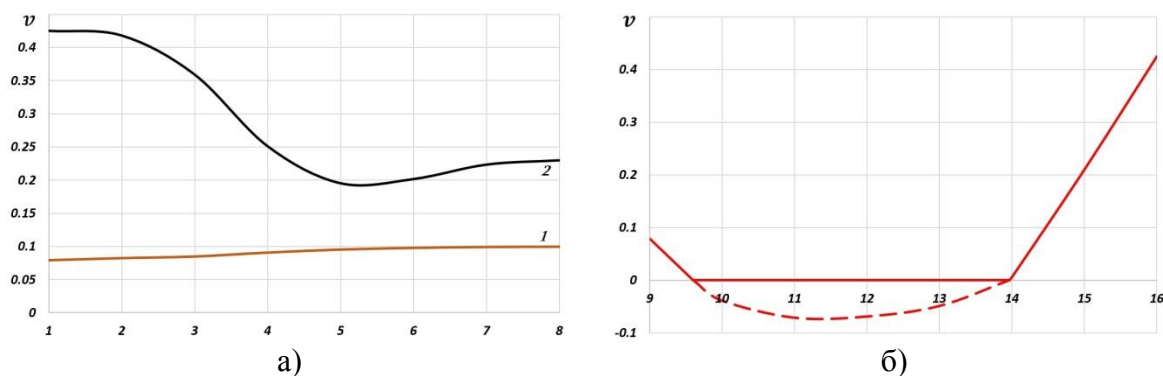


Рисунок 8. Графики распределения пористости, рассчитанные на основе данных АПС:
а – для входных (кривая 1) и выходных (кривая 2) узлов;
б – для контактных узлов

Из рис. 8а видно, что во входных узлах (кривая 1) пористость ближе к точке 8 почти постоянна, а с приближением к зоне контакта (к точке 1) образец немного уплотняется до 7,9%. В выходных узлах (кривая 2) пористость увеличена из-за наличия больших растягивающих напряжений и пластических деформаций. Следует отметить, что в точке 1 пористость самая высокая (42,5%) и растягивающие напряжения максимальные ($\sigma_z = 441,5 \text{ МПа}$). Далее пористость начинает падать с точек 1 ... 5 (до 19,5%), а напряжения волочения падают до $\sigma_z = 271,4 \text{ МПа}$, после растягивающие напряжения растут до величины $\sigma_z = 301,2 \text{ МПа}$ с ростом пористости до 22,9%. Следовательно, график распределения пористости в выходных узлах образца по форме такой же, как и график распределения растягивающих напряжений в тех же узлах, что довольно очевидно (см. рис. 8а, кривая 2 и рис. 6, кривая 2).

При построении графика рис. 8б было принято допущение, согласно которому пористость не может иметь отрицательные значения, и, следовательно, в этих точках происходит уплотнение (“залечивание” пор) спеченного образца. Поэтому расчетные отрицательные значения показаны штриховой линией графика, т.е. контактные узлы спеченного образца с 10% (в процессе волочения - уже 7,9%) пористости быстро уплотняются (узлы 10 ... 14) из-за наличия больших формирующих (сжимающих) напряжений, а уже ближе к выходной части матрицы (узлы 15 и 16) (с ростом растягивающих напряжений) пористость резко увеличивается и достигает максимальной величины 42,5%.

5. Заключение

Проведено моделирование процесса волочения образца прямоугольного сечения в клиновидной матрице при разных углах наклона клина и исследованы напряженно-деформированное состояние и перемещения узлов материала с последующим расчетом распределения пористости для спеченного образца. Выявлено, что волочение образца прямоугольного сечения с большим углом наклона клина имеет опасность появления сдвига из-за наличия больших касательных напряжений. Сравнение данных распределения пористости с данными, полученными авторами в работе [4], позволяет сделать выводы, что с ростом угла наклона клина в процессе волочения растет и средняя пористость полученного изделия: при $v_0 = 0,1; \alpha = 14^\circ \Rightarrow v_{\text{сред.}}^{\text{изд.}} = 0,23$ [4], $v_0 = 0,1; \alpha = 20^\circ \Rightarrow v_{\text{сред.}}^{\text{изд.}} = 0,29$ (среднее значение кривой 2 на рис. 8а). Следова-

тельно, возникает опасность увеличения углов наклона клина. Исходя из вышесказанного, рекомендуется проводить двукратное или многократное волочение с малыми углами наклона клина, особенно для образца прямоугольного сечения с острыми краями.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Маргарян, М. А. Компьютерное моделирование процесса прессования круглого спеченного образца в конических матрицах / М. А. Маргарян // Известия НАН РА. Механика. - 2020. - Том 73. - №3. - С. 44-53.
2. Маргарян М. А., Бабаян А. А. Моделирование процесса прокатки биметаллической полосы в автоматизированной программной среде / М.А. Маргарян, А.А. Бабаян // Известия НАН РА и НПУА. Серия Техн. Науки. - 2020. - Том 73. - №.4 - С. 365-377. (на арм. яз.)
3. Петросян, Г. Л. Компьютерное моделирование и аналитическое исследование процесса экструзии тонкостенной трубы, нагруженной внутренним высоким давлением / Петросян Г. Л., Бабаян А. А. Маргарян М. А // Вестник НПУА: Механика. Машиноведение. Машиностроение. - Ереван, 2020. - №2. - С. 9-22.
4. Петросян, Г. Л. Компьютерное моделирование процессов волочения сплошного и спеченного образцов прямоугольного сечения в клиновидной матрице / Петросян Г. Л., Давтян А. А. // Вестник НПУА: Механика. Машиноведение. Машиностроение. - Ереван, 2020. - №1. - С. 37-47.
5. Давтян, А. А. Компьютерное моделирование волочения образца прямоугольного сечения в клиновидной матрице при разных углах наклона клина / Давтян А. А. // Вестник НПУА: Сборник научных статей. - Ереван, 2021. - находится в редакции (на арм. яз.)
6. Малинин, Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. - М.: Машиностроение, 1968. - 400 с.
7. Петросян, Г. Л. Пластическое деформирование порошковых материалов. - М.: Металлургия, 1988. - 153 с.
8. Петросян, Г. Л. Усовершенствование инженерного метода использования формулы для определения пористости спеченных материалов / Петросян Г. Л., Петросян А. С., Левонян Г. Л. // Материалы секции "Наука и технологии будущего" Международного конгресса, посвященного 160-летию со дня рождения выдающегося русского инженера В.Г. Шухова, 17-18 апреля 2014 года. - М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. - С. 211-217.

Поступила в редколлегию 07.05.2021г.

УДК 21.9: 658.5

И. А. Петряева, канд. техн. наук, доц.

Донецкий национальный технический университет

Тел./Факс: +38 (062) 3050104; E-mail: irina_petryaeva@mail.ru

МНОГОКРИТЕРИАЛЬНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ В УСЛОВИЯХ ПЕРЕМЕННОСТИ ДЕЙСТВУЮЩИХ ОГРАНИЧЕНИЙ

В статье представлены результаты многокритериальной оптимизации режимов чистового точения фасонных поверхностей с учетом переменности действующих ограничений. Основными критериями оптимизации являются максимальная производительность, минимальная себестоимость и мультипликативная свертка этих критериев, то есть отношение себестоимости к производительности. Установлены закономерности изменения основных переменных ограничений - температуры резания и шероховатости обработанной поверхности в зависимости от положения вершины лезвия инструмента на фасонной поверхности. Методами оптимизации являются линейное программирование по критерию максимальной производительности и геометрическое программирование по критерию минимальной себестоимости. Результаты оптимизации представлены в виде аналитических зависимостей оптимальных значений скорости резания и подачи от параметров процесса чистового точения фасонных поверхностей с учетом переменности действующих ограничений по температуре резания и шероховатости рабочей поверхности.

Ключевые слова: фасонная поверхность, производительность, мультипликативная свертка, критерий оптимизации, режимы резания.

I. A. Petryaeva

MULTICRITERION OPTIMIZATION OF THE CUTTING REGIMES IN THE CONDITIONS OF CHANGEABILITY OF THE OPERATING LIMITATIONS

In the presented work the results of the multicriterion optimization of the clean turning regimes of the shaped surfaces are presented taking into account the changeability of the operating limitations. Basic criteria of optimization are the maximum productivity, the minimum prime price and multiplicative association of these criteria, which is attitude of the prime price toward the productivity. Regularities of changes in the main variable constraints - cutting temperature and roughness of the processed surface, depending on the position of the tip of the tool blade on the shaped surface are established. Basic variable limitations are the limitation on the cutting temperature and the work surface roughness. Methods of the optimization are the linear programming for the criterion of the maximum productivity and the geometrical programming for the criterion of the minimum prime price. The results of the optimization are set as the analytical dependences of the optimum values of the cutting speed and feed from the parameters of clean turning process of the shaped surfaces taking into account changeability of the operating limitations on the cutting temperature and roughness of the work surface.

Keywords: shaped surfaces, productivity, prime price, multiplicative association, criteria of optimization, cutting regimes.

1. Введение

Повышение эффективности изготовления деталей машин успешно решается за счет оптимизации параметров механической обработки. Сегодня довольно широко используются методы линейного и геометрического программирования при оптимизации режимов резания по критериям максимальной производительности и минимальной стоимости [1]. Однако использование этих методов позволяет решать только задачи однокритериальной оптимизации режимов резания.

Более перспективным сегодня является решение многокритериальных задач при оптимизации, поскольку они позволяют обеспечить одновременное улучшение параметров обработки по нескольким критериям. Многокритериальная оптимизация с использованием мультипликативной свертки критериев позволяет различные

критерии оптимизации привести к единому, что обеспечивает их наилучшее сочетание [2].

Особенностью существующих методик оптимизации является постоянство, как самой целевой функции, так и действующих ограничений. Однако в ряде случаев параметры процесса резания закономерно изменяются, что характерно для обработки фасонных поверхностей, и поэтому существующие ограничения становятся переменными. Закономерности изменения основных параметров процесса резания при точении фасонных поверхностей: геометрических параметров инструмента, параметров среза и стружкообразования, сил и температур резания достаточно хорошо изучены [3].

Методика определения режимов точения, оптимальных по критерию максимальной производительности, с учетом переменности параметров обработки фасонных поверхностей методом линейного программирования представлена в [4]. В работе [5] метод геометрического программирования применялся для оптимизации режимов точения фасонных поверхностей по критерию минимальной себестоимости с учетом переменности существующих температурных ограничений и ограничений по прочности режущей пластины.

Целью представляемой работы является развитие методики многокритериальной оптимизации режимов резания при чистовом точении фасонных поверхностей с учетом переменности действующих ограничений.

2. Основное содержание и результаты работы

При решении задач оптимизации в качестве основных критериев принимаются переменные части производительности P и себестоимости C , зависящие от режимов резания. В представленной работе дополнительным критерием оптимизации является мультипликативная свертка этих критериев, выражаемая отношением переменных частей себестоимости и производительности, зависящих от режимов резания $C_M = P/C$.

Целевые функции, определяющие зависимость критериев от скорости резания V и подачи S представлены в виде:

$$P = VS \rightarrow \max ; C = V^{-1}S^{-1} + MK_{\Theta}^{-1/mn} V^{k_v} S^{k_s} ; C_M = V^{-2}S^{-2} + MK_{\Theta}^{-1/mn} V^{k_v-1} S^{k_s-1}, \quad (1)$$

где $M = (t_c + A_u/A)(t^{x_v}/C_V K_V)^{1/m}$; $k_v = 1/m - 1$; $k_s = y_v/m - 1$; A - стоимость станко - минуты, A_u - стоимость одного периода стойкости инструмента; t_c - время смены инструмента; C_V, K_V - коэффициенты и x_v, y_v, m - показатели, характеризующие степень влияния глубины t , подачи S и стойкости T на скорость резания V ; $K_{\Theta} = \Theta_0/\Theta$ - коэффициент необходимого снижения температуры резания Θ при превышении ею допустимого уровня Θ_0 .

При чистовой обработке основные ограничения - ограничения по температуре резания и шероховатости обрабатываемой поверхности R_a :

$$C_{\Theta} V^{n_t} S^{y_t} t^{x_t} \leq \Theta_0 ; C_R S^{y_r} \leq R_a, \quad (2)$$

где C_{Θ} - коэффициент и n_t, y_t, x_t - показатели степени, учитывающие влияние подачи, скорости и глубины резания на температуру резания; C_R - коэффициент и y_r - показатель степени, учитывающий влияние подачи на шероховатость обработанной поверхности.

Для обеспечения возможности сравнительного анализа заданные целевые функции (1) целесообразно представить в относительном виде, где их значения приняты за основу для сравнения при оптимальных режимах резания - подачах S_0 и скоростях V_0 : $K_P = P(V,S)/P(V_0,S_0)$; $K_C = C(V,S)/C(V_0,S_0)$; $K_M = C_M(V,S)/C_M(V_0,S_0)$:

Изменения относительных целевых функций производительности K_P , себестоимости K_C и их мультипликативной свертки K_M в зависимости от скорости резания представлены графически (рис.1). Графики приведены для следующих условий: чистовое

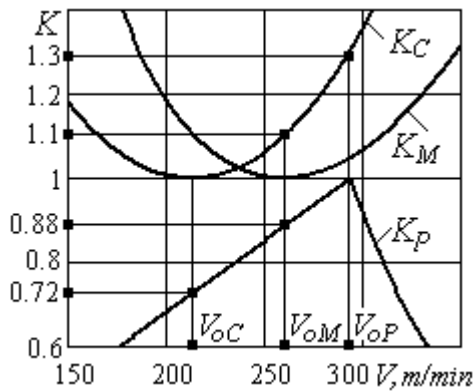


Рисунок 1. Графики изменения относительной целевой функции производительность K_P , себестоимости K_C и их мультипликативная свертка K_M в зависимости от скорости резания V

себестоимости и производительности можем получить минимальные потери обеих целевых функций - производительности ($K_P(V_{oM}) = 0,88$) и себестоимости ($K_C(V_{oM}) = 1,1$).

Результаты определения оптимальных режимов резания от параметров процесса чистового точения фасонных поверхностей методами линейного и геометрического программирования представлены аналитическими зависимостями [1, 2].

Оптимальная подача при чистовом точении, независимо от критерия оптимизации определяется исходя из заданной шероховатости обработанной поверхности R_a . Независимо от критерия оптимизации так же определяется и скорость резания при наличии температурных ограничений $V_{o\theta}$. Необходимость учета температурных ограничений определяется на основании граничного значения коэффициента снижения температуры резания $K_{\theta} = \Theta_o / \Theta(V_o, S_o)$.

$$S_o = (R_a / C_R)^{1/y_r}; V_{o\theta} = (\Theta / C_{\theta} t^{x_t} S_o^{y_t})^{1/n_t} \text{ при } K_{\theta} = \Theta_o / V_o^{n_t} S_o^{y_t} t^{x_t} \leq 1. \quad (3)$$

При отсутствии температурных ограничений оптимальные скорости резания определяются с учетом критерия оптимизации: V_{oP} – для критерия максимальной производительности, V_{oC} – для критерия минимальной себестоимости. V_{oM} – для мультипликативной свертки критериев.

$$V_{oP} = C_V K_V / T^m t^{x_t} S_o^{y_t}; V_{oC} = (m / (1 - m) M)^m S_o^{y_t}; V_{oM} = (2m / (1 - 2m) M)^m S_o^{y_t} \quad (4)$$



Рисунок 2. Фасонные поверхности деталей металлургического оборудования

плане и параметры среза (рис. 3а).

точение конструкционной стали 45 резцами с твердосплавными пластинами Т15К6.

Из графиков очевидно наличие экстремумов функций: максимум по производительности K_P и минимум по себестоимости K_C и их мультипликативной свертки K_M . За счет выбора оптимальной по себестоимости скорости резания V_{oC} ($K_C(V_{oC}) = 1$) получаем снижение производительности в 1,4 раза. Выбирая скорость резания V_{oP} , оптимальную по производительности, обеспечиваем максимум производительности ($K_P(V_{oP}) = 1$), но получаем повышение себестоимости в 1,3 раза. При обеспечении экстремального уровня одного из критериев, мы существенно ухудшаем другой. И только при выборе оптимальной скорости резания V_{oM} по мультипликативной свертке критериев

Представленная методика оптимизации устанавливает постоянство, как самой целевой функции, так и действующих ограничений. Однако при точении фасонных поверхностей параметры процесса резания закономерно изменяются (рис.2), соответственно и действующие ограничения становятся переменными.

При точении деталей со сложным профилем переменными вдоль криволинейной образующей являются углы в

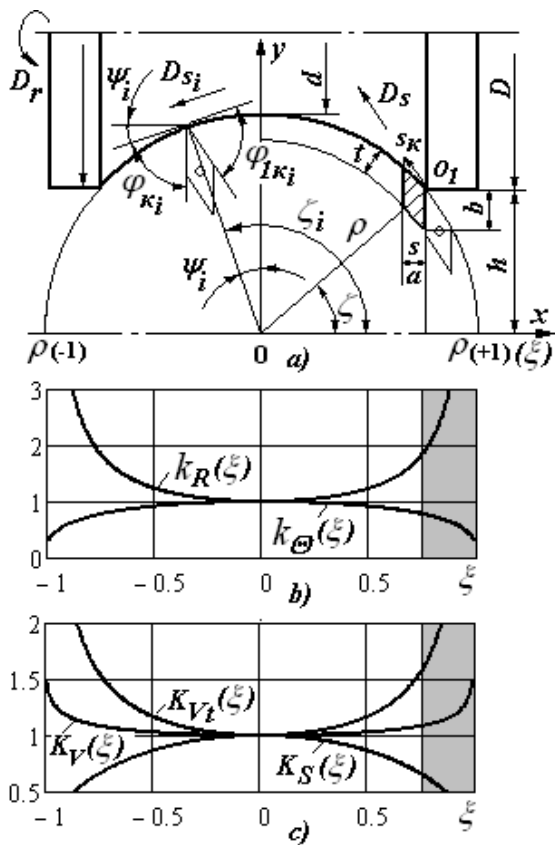


Рисунок 3. Схема определения параметров среза при токарной обработке вогнутых фасонных поверхностей. Графики зависимости коэффициентов изменения производительности и себестоимости обработки от скорости резания

зания:

$$R_a(\xi) = C_R k_R(\xi) S^{y_r}; \quad \Theta(\xi) = C_\Theta k_\Theta(\xi) V^{n_t} S^{y_t} t^{x_t}, \quad (6)$$

где $k_R(\xi)$, $k_\Theta(\xi)$ – безразмерные коэффициенты, характеризующие относительное изменение шероховатости обработанной поверхности R_a и температуры резания Θ вдоль безразмерной координаты ξ , в сравнении со значениями этих параметров в точке, соответствующей началу принятой системы координат $k_R(\xi) = R_a(\xi)/R_a(0)$, $k_\Theta(\xi) = \Theta(\xi)/\Theta(0)$ (рис. 3б):

$$k_R(\xi) = \sin(\arccos(\xi))^{-y_r}; \quad k_\Theta(\xi) = \sin(\arccos(\xi))^{y_t/n_t}. \quad (7)$$

В связи с переменностью ограничений переменными вдоль криволинейной образующей становятся и оптимальные резания:

$$\begin{aligned} S_o(\xi) &= K_S(\xi) (R_a/C_R)^{1/y_r}; \\ V_{o\Theta}(\xi) &= K_{V\Theta} (\Theta/C_\Theta t^{x_t} S_o^{y_t})^{1/n_t}; \\ V_{oP}(\xi) &= K_V(\xi) C_V K_V / T^m t^{x_v} S_o^{y_v}; \\ V_{oC}(\xi) &= K_V(\xi) (m/(1-m)M)^m S_o^{y_v}; \\ V_{oM}(\xi) &= K_V(\xi) (2m/(1-2m)M)^m S_o^{y_v}, \end{aligned} \quad (8)$$

Для вогнутой поверхности с постоянным радиусом кривизны ρ определены основные параметры обработки точением. Условия обработки: главный статический угол в плане $\varphi_C = 90^\circ$; и вспомогательный статический угол в плане $\varphi_{1C} = 55^\circ$. Положение вершины резца на указанной поверхности с криволинейной образующей определяется мгновенным углом поворота $\zeta_i = \arccos(\xi_i)$ ($\xi_i = x_i/\rho$ – безразмерная координата).

Геометрические параметры сечения среза – толщина a и ширина b зависят от технологических параметров – подачи S и глубины резания t , а также главного угла в плане φ . Изменение толщины среза a , толщины среза b а также кинематической подачи S_K , совпадающей с направлением движения подачи D_S в зависимости от положения вершины лезвия инструмента на фасонной поверхности представлены в работе [4].

Действующие ограничения при чистой обработке фасонных поверхностей, а именно, ограничения по температуре резания Θ и шероховатости обработанной поверхности R_a являются переменными вдоль криволинейной образующей фасонной поверхности вследствие переменности вышеуказанных параметров процесса ре-

где $K_S(\xi)$, $K_V(\xi)$, $K_{V_i}(\xi)$ – безразмерные коэффициенты, характеризующие относительное изменение оптимальных подач S_o и скоростей резания V_o вдоль безразмерной координаты ξ по отношению к точке, соответствующей началу принятой системы координат $K_S(\xi) = S_o(\xi)/S_o(0)$, $K_V(\xi) = V_o(\xi)/V_o(0)$; $K_{V_i}(\xi) = V_{oi}(\xi)/V_{oi}(0)$ (рис. 3с):

$$K_S(\xi) = \sin(\arccos(\xi))^r; K_V(\xi) = \sin(\arccos(\xi))^{-y_v}; K_{V_i}(\xi) = \sin(\arccos(\xi))^{-y_v/n_i}. \quad (9)$$

Установленные коэффициенты позволяют определять оптимальные режимы резания в любой точке фасонной поверхности.

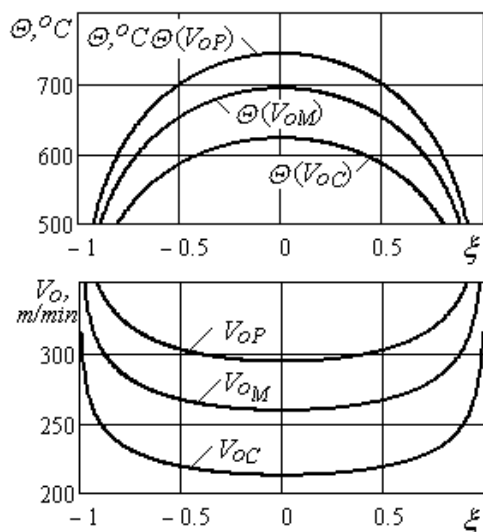


Рисунок 4. Графики зависимости коэффициентов изменения производительности и себестоимости обработки от скорости резания

На рис. 4 приведены расчеты оптимальных режимов резания для двух вариантов обработки: конструкционной стали 45 и нержавеющей стали 95X18 твердосплавными инструментами.

Характер изменения температур резания вдоль безразмерной координаты ξ для указанных условий обработки, рассчитанных для оптимальных по различным критериям значениям подач и скоростей резания для конструкционной стали 45, представлен на рис. 4а. Вдоль всей образующей криволинейной поверхности температуры резания не превышают предельно допустимую для заданных условий $\Theta_o = 800^\circ\text{C}$. Таким образом, оптимальные режимы резания определены без учета температурных ограничений ($K_{\Theta o} \geq 1$): $S_o = 0,3\text{мм/об}$; $V_{oP} = 293\text{м/мин}$; $V_{oC} = 212\text{м/мин}$, $V_{oM} = 258\text{м/мин}$.

В результате анализа полученных оптимальных режимов резания установлено, что оптимальная по производительности скорость резания в 1,4 раз больше скорости, оптимальной по себестоимости (коэффициент изменения $K_{VC} = 0,72$). Оптимальная скорость резания, определенная по мультипликативной свертке критериев в 1,1 раза меньше оптимальной по производительности скорости резания (коэффициент изменения $K_{VM} = 0,88$).

Коэффициенты изменения себестоимости и производительности могут быть рассчитаны по формулам:

$$K_{VC} = \frac{V_{oC}}{V_{oP}} = \left[\frac{mT}{(1-m)(t_c + A_u/A)} \right]^m; K_{VM} = \frac{V_{oM}}{V_{oP}} = \left[\frac{2mT}{(1-2m)(t_c + A_u/A)} \right]^m. \quad (10)$$

Закономерности изменения оптимальных скоростей резания V_o вдоль безразмерной координаты ξ , по мультипликативной свертке критериев, представлены на рис. 4б. Установлено, что в разных точках криволинейной поверхности оптимальные режимы могут изменяться до 1,5 раз. Это изменение является определяющим при выборе оптимальных режимов резания.

Второй пример расчета приведен для труднообрабатываемой стали 95X18, которая широко применяется для изготовления деталей металлургического оборудования. Температура в зоне резания для этого материала ввиду его более низкой теплопроводности значительно выше, чем при обработке конструкционных сталей.

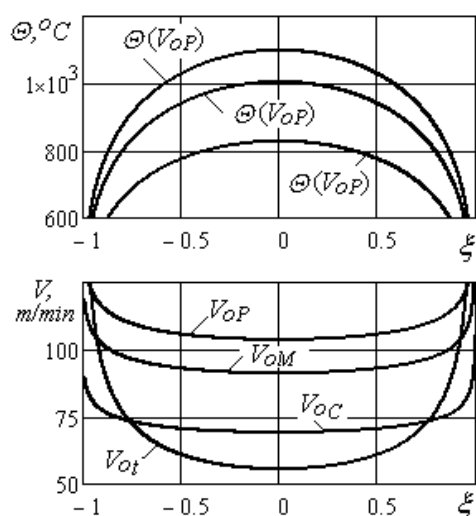


Рисунок 5. Графики зависимости коэффициентов изменения производительности и себестоимости обработки от скорости резания

температурных ограничений. Результаты оптимизации получены в виде аналитических зависимостей оптимальных значений подачи и скорости резания от параметров процесса чистового точения фасонных поверхностей с учетом переменности действующих ограничений по температуре резания и шероховатости обработанной поверхности. Анализ результатов расчета показал, что вдоль криволинейной образующей поверхности оптимальные режимы могут изменяться до 1,5 - 2 раз, что необходимо учитывать при выборе оптимальных режимов резания.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Ivchenko Tatiana, Boguslavskiy Vadim, Petryaeva Irina, Mihaylov Dmitriy, (2014). Estimation of Possibilities of the Productivity Rise at Turning of Hard-Processing Materials, Applied Mechanics and Materials, Trans Tech Publications, Vol. 657, pp 63-67.
2. Петряева, И. А. Оптимизация режимов чистового точения на основании мультипликативной свертки критериев производительности и себестоимости / И. А. Петряева, Т. Г. Ивченко, // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2016. – Вып. 1 (52). – С.147-151.
3. Ivchenko Tatiana, Petryaeva Irina, Grubka Roman, (2014). Research of Changeability of Cutting Process Parameters at turning of the Shaped Surfaces, Advanced Materials Research, Trans Tech Publications, Vol. 1036, pp. 361-364.
4. Петряева, И. А. Учет переменности параметров процесса точения фасонных поверхностей при определении оптимальных режимов резания / Петряева И. А., Михайлов А. Н., Ивченко Т. Г. / Научно-технические технологии в машиностроении. – М: Машиностроение. – 2014. – Вып. 9. – С. 6-13.
5. Ивченко, Т. Г. Оптимизация режимов резания в условиях переменности действующих ограничений / Т. Г. Ивченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.. – Краматорськ, ДДМА. – Вип. 34. – 2014. – С. 32-37.

Поступила в редколлегию 14.05.2021 г.

Снижение оптимальной скорости резания в значительной степени обусловлено учетом температурных ограничений. Возможность повышения производительности чистовой токарной обработки фасонных поверхностей определяется снятием температурных ограничений.

Таким образом, анализ теплового состояния в зоне обработки и снятие температурных ограничений позволяют повысить производительность обработки в 2 раза, снизить себестоимость в 1,25 раза.

Заключение

На основании разработанной методики многокритериальной оптимизации с учетом переменности действующих ограничений при обработке фасонных поверхностей выполнена оценка возможностей повышения производительности до 2 раз, снижения себестоимости в 1,25 раза за счет снятия тем-

УДК 621.9.025

Ю. П. Ракунов, канд. техн. наук, доцент, **В. В. Абрамов**, д-р техн. наук, профессор**А. Ю. Ракунов**, инженер.

НИУ Московский государственный строительный университет, Россия

Телефон: +7 (916) 8107126; E-mail: Rakunov1991@mail.ru

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ И ЭФФЕКТИВНОСТЬ УНИФИЦИРОВАННОГО ИНСТРУМЕНТА И РЕЗЦОВ С НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ СМЕННЫМИ ПЛАСТИНАМИ ПРИ РЕЗАНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

В статье проведен сравнительный анализ работоспособности и рентабельности использования унифицированного инструмента и резцов с неперетачиваемыми СМП при механической обработке труднообрабатываемых материалов (ТОМ) деталей машин и изделий на токарном оборудовании с ЧПУ. Показана обобщенная механо-физическая модель изнашивания и деформации режущих пластин с покрытиями. Разобраны методические подходы фирм-производителей СМП к вопросам выбора геометрических параметров назначению режимов резания при обработке ТОМ и определению стойкости инструмента по сравнению с отечественным подходом. Приведены экспериментальные данные исследований резцов с СМП и унифицированного инструмента. Доказано, что резцы с СМП имеют повышенный и даже недопустимый для чистового точения износ в период приработки из-за неоптимальной геометрии режущего клина при обработке ТОМ. На основании анализа сделан вывод о том, что кардинально импортозамещение может быть осуществлено только при использовании отечественных разработок по комплексному использованию гаммы унифицированного инструмента, режимов оптимального резания, методик многоуровневой базовой технологии и групповой обработки, основанной на специально спроектированных типажах унифицированного инструмента.

Ключевые слова: труднообрабатываемые материалы, физическая модель изнашивания, сменные многогранные пластины, работоспособность, рентабельность, интенсивность износа, стойкость, путь резания, режимы оптимального резания, импортозамещение.

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

WORKING CAPACITY AND EFFICIENCY OF THE UNIFIED TOOL AND CUTTERS WITH NON-TRANSFERABLE INTERCHANGEABLE INSERTS WHEN CUTTING HARD-WORKED MATERIALS

The article provides a comparative analysis of the performance and profitability of using a unified tool and cutters with non-reworked inserts for machining difficult-to-machine materials (DTM) of machine parts and products on CNC turning equipment. A generalized mechano-physical model of wear and deformation of coated cutting inserts is shown. The methodological approaches of the manufacturers of IPIs to the selection of geometric parameters, the appointment of cutting modes when processing DTM and the determination of tool life in comparison with the domestic approach are analyzed. Experimental data of investigations of incisors with an insert and a unified tool are presented. It has been proven that cutters with an insert tool have increased and even unacceptable wear for finishing turning during the running-in period due to the suboptimal geometry of the cutting wedge during DTM processing. Based on the analysis, it was concluded that import substitution can be radically implemented only when using domestic developments in the integrated use of a range of unified tools, optimal cutting modes, multilevel basic technology and group processing techniques based on specially designed types of unified tools.

Keywords: hard-to-machine materials, physical model of wear, interchangeable polyhedral inserts, performance, profitability, wear rate, durability, cutting path, optimal cutting modes, import substitution.

1. Введение

В современном машиностроении, двигателестроении и на предприятиях ОПК все большее применение находят изделия из сложнолегированных конструкционных сталей и сплавов, обычно называемых **труднообрабатываемыми материалами (ТОМ)**.

© Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю.; 2021

ТОМ значительно различаются по свойствам и назначению (высокопрочные и сверхпрочные, коррозионно-стойкие, жаропрочные, жаростойкие тугоплавкие, магнитные и немагнитные и др.), строению (аустенитные, металлокерамические, сотовые) и основному элементу, входящему в его состав (никелевые, кобальтовые, титановые, алюминиевые, вольфрамовые и др.) [1-3]. Например: 36НХТЮ, 12Х18Н10Т, 45Г17ЮЗ.

В качестве основных элементов в составе жаропрочных сплавов используют магний и алюминий (рабочая температура до 400...500°C), бериллий и титан (до 500...600°C), железо, никель, кобальт (до 800...1100°C), хром, молибден, ниобий, вольфрам, титан (до 2000°C). Наиболее широко используют жаропрочные коррозионно-стойкие сплавы на основе железа, никеля, кобальта и титана: ХН35ВТЮ, ХН32Т, ХН60ВТ, Inconel 718, 600, 601, 604, 625 [3].

К материалам с высокими удельными прочностью и жесткостью относятся высокопрочные и сверхпрочные стали, титановые сплавы и неметаллические материалы, например угле-, боро- и стеклопластики. Титановые сплавы при тех же прочностных показателях, что и обычные легированные стали, имеют в 1,63 раза меньшую плотность, вместе с тем обладают очень низкой теплопроводностью, а также высокой коррозионной стойкостью в агрессивных средах [1-5]. К ТОМ относятся магнитно-твердые и магнитно-мягкие материалы, обладающие высокими электрофизическими свойствами (магнитная проницаемость, магнитная энергия, радиопрозрачность и др.).

Высокой жаропрочностью характеризуются сплавы на основе никеля и кобальта, которые не теряют своих свойств при нагревании до 800...850°C. Жаропрочность этих сплавов связана с упрочняющим действием искаженной кристаллической решетки, образующейся при использовании тугоплавких элементов внедрения (вольфрама, молибдена, тантала, ниобия и др.) [3-5], например, ХН77ТЮР, ХН72МВКЮ, ХН60МВТЮ, ХН82ТЮВМ, ВЖ36-Л2, ЖС6К.

По данным В. Н. Подураева, обработка резанием ТОМ составляет 90...95% среди других производительных формообразующих операций (анодно-абразивная, электрохимическая, электроэрозионная обработка). Но резание ТОМ - чрезвычайно сложный и энергоёмкий процесс, что связано с особенностями физико-механических и теплофизических свойств таких уникальных конструкционных материалов [3-5].

Рассмотрим основные особенности резания ТОМ. Высокие значения твердости и прочности, которые сохраняются при нагревании до высоких температур, создают в зоне резания повышенные контактные напряжения и увеличивают вероятность выхода из строя РИ вследствие его хрупкого или пластического (вязкого) разрушения.[1-5].

Низкая теплопроводность ТОМ в сочетании с высокой прочностью приводят при резании к росту мощности основных источников теплоты и ее перераспределению главным образом за счет увеличения интенсивности теплового потока в сторону РИ, особенно с непередаваемыми СМП, что увеличивает вероятность потери формоустойчивости режущего клина (РК) т/с инструмента и его последующего пластического разрушения [2-4].

Высокая химическая активность большинства ТОМ, особенно при температурах, возникающих при резании, приводит к активизации механо-физико-химических процессов на контактных площадках РИ (границная адгезия, твердофазные и жидкофазные диффузионные реакции между инструментальным и ТОМ) и является главной причиной интенсификации таких видов изнашивания РИ, как адгезионно-усталостный и диффузионный [1-5].

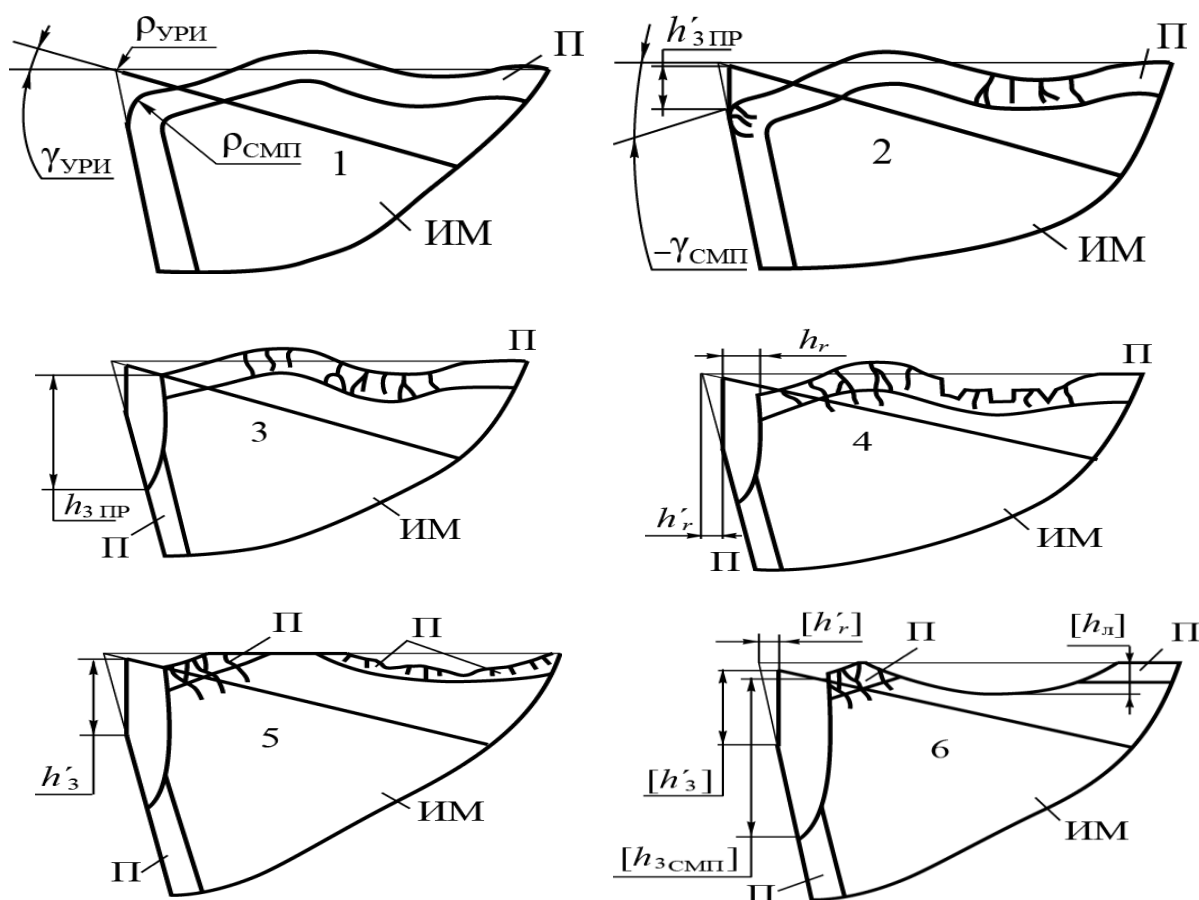


Рисунок 1. Обобщенная механо-физическая модель изнашивания и деформации т/с РИ с покрытием: П – покрытие; ИМ – инструментальный материал: 1 – пластическая деформация РК, вызванная действием эквивалентных напряжений на передней поверхности (ПП) СМП; 2 – зарождение и развитие трещин на контакте по задней поверхности (ЗП) и участке упругого контакта (УУК) по ПП; 3 – разрушение покрытия на контакте по ЗП, дальнейшее развитие трещин на УУК и образование трещин на участке пластического контакта (УПК) в результате деформации режущей части РИ; 4 – развитие очага износа по ЗП, локальные разрушения покрытия на УПК с прорастанием их в основу т/с; 5 – дальнейшее разрушение покрытия на УУК, локальные вырывы макрообъемов покрытия и разрушение покрытия на УПК; 6 – образование лунки износа, интенсивное развитие очагов износа на контактных поверхностях, ведущее к катастрофическому износу РИ [6-9]. Для сравнения показана геометрия УРИ: $\gamma_{УРИ}$, $\rho_{УРИ}$ и характеристики износа $h'_{3_{ПР}}$, $[h'_3]$, $[h'_r]$ [14-16,21,23].

Склонность ТОМ некоторых групп к механическому упрочнению в процессе пластического деформирования при резании приводит к росту интенсивности абразивного изнашивания. При упрочнении металла возрастают его упругие свойства, что приводит к следующим эффектам: увеличиваются упругое последствие, длина контакта задней поверхности и поверхности резания, тепловыделение из-за трения, что, в свою очередь, приводит к росту интенсивности изнашивания контактных площадок РК, причём разрушение покрытия начинается с вершины СМП (рис. 1) [4,6 -19]

2. Основное содержание и результаты работы

Капиталистический принцип: «Извлечение прибыли любой ценой», вынуждает производителей создавать изделия ограниченного ресурса под тем или иным «благовидным» предлогом, или назначать условия эксплуатации, снижающие ресурс (преднамеренно или по незнанию - недоизученности предмета: инструмента и режимов оптимального резания - РОР) [6-11]. Так, например, под предлогом «увеличения прочности» режущей сменной многогранной пластины (СМП) предлагается тупая геометрия режущего клина (РК) – с отрицательным передним углом γ , что ещё в большей степени нагружает РИ: увеличиваются все усилия резания P_x , P_y и P_z – нагружаются все механизмы станка, повышается потребная мощность резания, теряется точность обработки из-за упругих деформаций системы ЗИПС, нагартовывается (наклёпывается) обработанная поверхность [6-9]. Под предлогом использования увеличенной подачи (производительности) РИ радиус округления режущих кромок ρ *изготавливается* и поддерживается в диапазоне 25-35 мкм, что приводит, особенно, при подачах чистового и получистового резания точением (0,1...0,25 мм/об) к увеличению износа по задней грани $h_{зпр}$ за период приработки $t_{пр} = 1,5...3$ мин до величины $h_{зпр} = 0,22...0,25$ мм, что составляет не менее половины допустимого износа РК пластины СМП (от 1/2 до 5/8 [h_3]).

При этом время приработки составляет от 1/10 до 1/5 времени (периода) так называемой «нормативной» стойкости РИ с СМП, которая за последние 40 лет была снижена в 4 раза (с 60 до 15 минут), а для ТОМ – до 4...6 мин. Под предлогом «увеличения производительности» (о качестве при этом не упоминают) были выработаны рекомендации о повышении скорости резания, превышающей не только оптимальную V_0 , экономическую $V_э$, но и скорость максимальной производительности $V_{МП}$ (см. рис. 2). Это «мероприятие» просто «убивает» РИ, но при этом резко увеличивает потребное количество СМП для производства изделий – инструментоёмкость и станкоёмкость производства, что также способствует извлечению сверхприбыли из потребителя РИ с СМП и обогащает не только производителя, но и посредников, поставляющих «расходный» материал – СМП на предприятия - потребители, т.е. производителям полезных «обществу потребления» изделий широкого спроса [15-25].

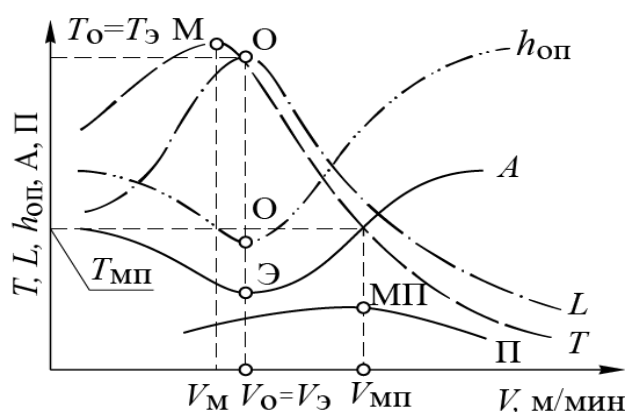


Рисунок 2. Схема влияния скорости резания на период стойкости T , путь резания L , интенсивность относительного размерного износа РИ $h_{оп}$, технологические себестоимость A и $П$ -- производительность обработки ТОМ (по Макарову А. Д.).

Такие выводы подтверждаются экспериментальным исследованиям резцов с СМП формы CNMG120408-3J и УРИ при обтачивании цилиндрических поверхностей $\varnothing 43 \times 504$ мм и $\varnothing 80,5 \times 414$ мм из стали 08X18H10T.

Резцы PCLNMG 2020 K12, оснащенные СМП формы CNMG120408-3J (рис. 3) из твердого сплава марки NL40 (фирмы STEELRAM, Швейцария) [7,8]. Точение проведено с подачей $S = 0,15$ мм/об и глубиной резания $t = 0,1$ мм. Одна вершина ромбической СМП была использована при обтачивании заготовки с начальным диаметром

Ø80,5 мм при частоте вращения $n = 630 \text{ мин}^{-1}$. После 13-ти проходов резцом путь резания составил $L=8938 \text{ м}$, время обработки $\tau = 56,9 \text{ мин}$ при средней скорости резания $V_{\text{ср}} = 157 \text{ м/мин}$. При этом износ по задней поверхности $h_3 = 0,56 \text{ мм}$. Вторая вершина этой же СМП обрабатывала заготовку с начальным Ø43 мм при $n = 1250 \text{ мин}^{-1}$. После 12-ти проходов со средней скоростью $V_{\text{ср}} = 164 \text{ м/мин}$ был пройден путь $L=5286 \text{ м}$, износ составил $h_3 = 0,56 \text{ мм}$, время обработки $\tau = 33,1 \text{ мин}$. Таким образом, при разности диаметров обрабатываемых заготовок в 1,87 раза наблюдается отличие в стойкости СМП в 1,72 раза, в пути резания – в 1,69 раза. При этом большая стойкость соответствует обрабатыванию заготовок большего диаметра (см. рис.3).

Для повышения достоверности полученных результатов стойкостные испытания были продублированы при обрабатывании заготовок из той же стали, но с использованием СМП формы CNMG120404-HF из т/с марки NC320 (Korloy) [7,8]. При обрабатывании заготовок Ø41 мм при $n = 1250 \text{ мин}^{-1}$, $V_{\text{ср}} = 154 \text{ м/мин}$. После 18-ти проходов путь резания $L=7437 \text{ м}$ и $h_3 = 0,33 \text{ мм}$ за время работы $\tau = 49,2 \text{ мин}$ (см. рис. 4). При обрабатывании 2-ой вершиной той же СМП исходный диаметр заготовки Ø70 мм. Было сделано 15 проходов при $n = 800 \text{ мин}^{-1}$ ($V_{\text{ср}} = 172 \text{ м/мин}$). Путь резания $L=8922 \text{ м}$ и $h_3 = 0,33 \text{ мм}$ за время работы $\tau = 51,9 \text{ мин}$. Если оценивать износостойкость РИ по времени их работы при равном износе, то может сложиться мнение, что в этих двух опытах она практически одинакова (см. кривые 2 и 3 на рис. 4). Однако, если сравнить стойкость по пути резания, что более объективно, то она \approx в 1, 2 раза больше для заготовки Ø70 мм, что свидетельствует о большей износостойкости РИ в этих условиях (на участке нормального характера износа).

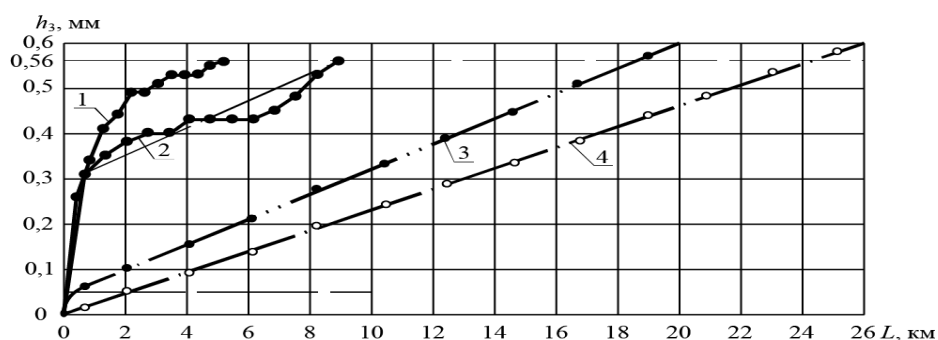


Рисунок 3. Влияние длины пути резания L на износ h_3 при обрабатывании стали 08X18H10T резцами: 1, 2 - PCLNMG 2020 K12, оснащенные СМП формы CNMG120408-3J: 1 – заготовка Ø43 мм; 2 - Ø80,5 мм; 3, 4 - заготовка Ø50 мм – обрабатывание резцами унифицированными наружными (РУН): (державка ВхН: 20x20 мм) с многократно перетачиваемыми составными (МПС) РЭ Ø7 мм; режимы резания: $V_0 = 167 \text{ м/мин}$, $S_0 = 0,21 \text{ мм/об}$ и $t = 1 \text{ мм}$.

Резцы с СМП имеют повышенный (недопустимый для чистового точения) износ в период приработки из-за **неоптимальной геометрии РК**: повышенный $\rho = 25 \dots 35 \text{ мкм}$ и отрицательный передний угол γ . В начальный период приработки РК интенсивно изнашивается по задней грани (по радиусу ρ), **размерная стойкость неприемлема** – приходится постоянно, после каждого прохода по обработанной поверхности вводить коррекцию на размер. После окончания приработки за время $t_{\text{пр}} = 1,5 \dots 3 \text{ мин}$ износ по задней грани достигает величины $h_{3\text{пр}} = 0,22 \dots 0,25 \text{ мм}$, и только после этого РК приобретает приемлемые (но не оптимальные) характеристики – процесс стабилизируется и выходит на «нормальный характер» износа. Однако, с учётом периода приработки $t_{\text{пр}}$,

его интенсивность $h_{оп}$ составляет значительную и не постоянную величину 0,38...0,69 мкм/дм².

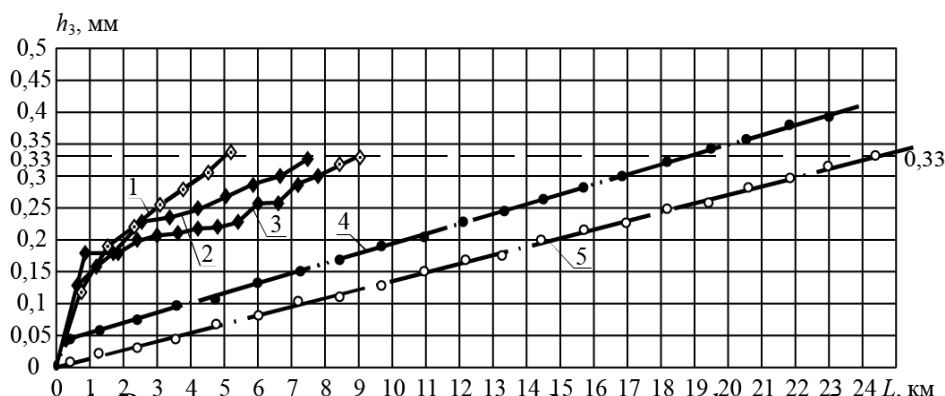


Рисунок 4. Влияние длины пути резания L на износ h_3 при обтачивании стали 08X18H10T резами: 1, 2, 3 - СМП формы CNMG120404-HF: 1 – заготовка Ø35 мм, 2 - Ø45 мм, 3 – Ø70 мм; 4, 5 - заготовка Ø50мм – обтачивание РУН: (державка ВxН: 16x16мм) с МПС РЭ Ø5 мм; режимы резания: $V_0 = 160...175$ м/мин, $S_0 = 0,15$ мм/об и $t = 0,1$ мм.

Этот определяющий показатель $h_{оп}$ выше, чем для унифицированного РИ (УРИ), который составляет $h_{опо} = 0,21$ мкм/дм² при более высоких режимах: $V_0 = 167$ м/мин, $S_0 = 0,21$ мм/об и $t = 1$ мм. УРИ имеет период приработки $\tau_{пр} \leq 1,5$ мин и величину $h_{зпр} \leq 0,05$ мм (кривая 3 на рис. 3) при условии заточки и доводки РЭ УРИ алмазными кругами и практически отсутствует период приработки при заточке РЭ алмазными кругами и доводке их в многеместных приспособлениях алмазными пастами (см. кривую 4 на рис. 3) [7, 13-16]. При наружной обработке на тех же режимах оптимального резания (РОР), на которых работали резами с СМП ($S = 0,15$ мм/об и $t = 0,1$ мм) и УРИ с РЭ Ø5 мм из т/с Т15К6 показали следующие результаты (см. рис. 4): оптимальная V_0 для диаметра обработки Ø80 мм составила $V_{01} = 175$ м/мин, для диаметра Ø38 мм - $V_{02} = 160$ м/мин.

Геометрические параметры наружного резца унифицированной конструкции (см. рис. 5) следующие: $\varphi = 95^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$, $\gamma = 15^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $\rho = 6...8$ мкм – для РЭ, заточенных и доведённых алмазными кругами; $\rho = 3...5$ мкм – для РЭ, доведённых алмазными пастами после заточки алмазными кругами [13-15,21]. Величина износа по задней грани в период приработки $h_{зпр} \approx 0,035...0,05$ мм за время $\tau_{пр} = 1...1,5$ мин. Интенсивность относительного поверхностного износа для РЭ заточенных и доведённых алмазными кругами составила $h_{оп} = 0,192$ мкм/дм² на участке нормального износа (рис. 3, кривая 3); путь резания при износе $h_3 = 0,25$ мм равнялся $L_{0,25} = 13315$ м, а при дальнейшем продолжении опыта и достижении $h_3 = 0,33$ мм -- $L_{0,33} = 18917$ м, что превышает путь резания (стойкость) резцов с СМП от $18917/8922 = 2,12$ до $18917/7437 = 2,54$ раза.

Для РЭ, доведённых алмазными пастами после заточки алмазными кругами интенсивность износа практически постоянна и составляет $h_{опо} = 0,132$ мкм/дм². Путь резания при $h_3 = 0,33$ мм - $L_{0,33} = 24458$ м. Таким образом стойкость УРИ, т. е. путь резания L в этом случае превышает стойкость резцов с СМП от $24458/8922=2,74$ до $24458/7437=3,29$ раза (рис. 3, кривая 4). Обладая меньшей интенсивностью износа, УРИ обеспечивают более высокую (на один - два качества) точность обработки, наименьшую шероховатость поверхности, минимум глубины и степени наклёпа, а также наименьшие остаточные напряжения в поверхностном слое обрабатываемых рабочих

поверхностей ответственных деталей машин, приборов, агрегатов, летательных и космических аппаратов [15,19,21,24-26].

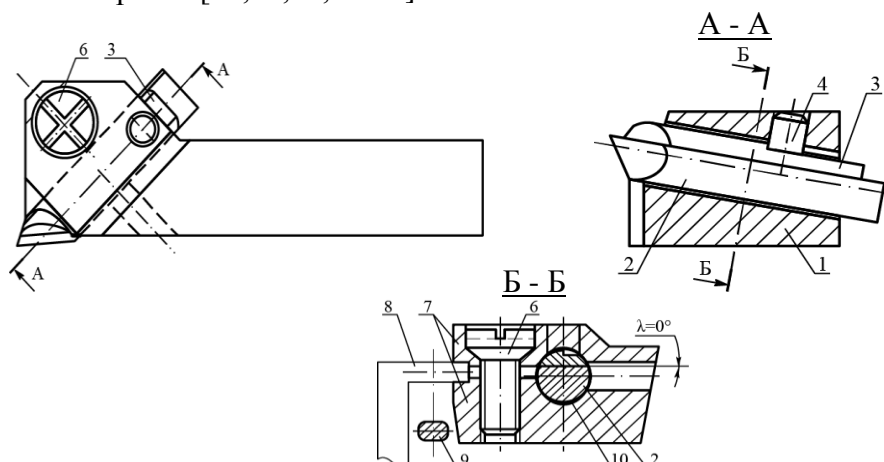


Рисунок 5. Резец унифицированный наружный контурный (РУНК) с элементами крепления многократно перетачиваемых составных РЭ Ø5 мм и Ø7 мм [14-16].

Преимущества УРИ по стойкости (точности) в сравнении с лучшими РИ с СМП, в частности, сплава **KCS10B** [18], наглядно иллюстрируется при обработке сплава **Inconel 718 (NiCr19Fe19NbMo DIN)**, широко используемого за рубежом (рис. 6).

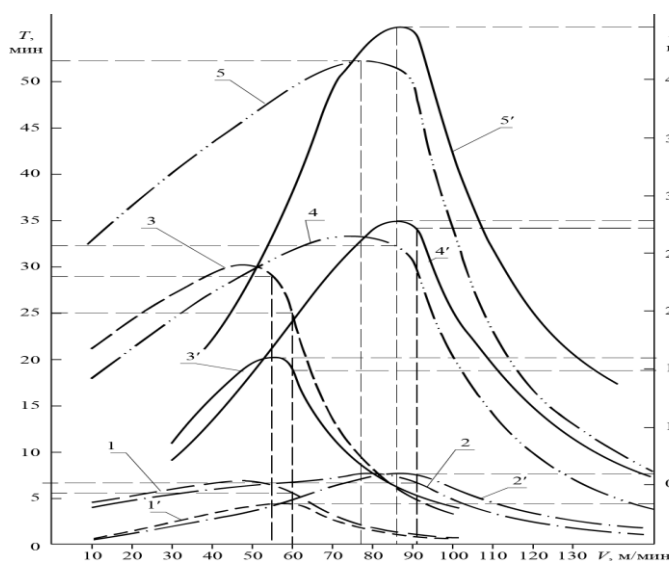


Рисунок 6. Стойкость (T , мин; L , км) РИ с механическим креплением: 1) СМП ромбической формы из т/с с покрытием методом высокоэнергетического импульсного магнетронного переноса (марки **KCS10B** – патент фирмы Ken-pametal) при непрерывном точении с СОЖ (1,1'; 2,2') сплава **Inconel 718 (NiCr19Fe19NbMo DIN)** [18], аналог РФ: ХН45МВТЮБР в сравнении с 2) РУНК (ВхН – 20x20, составной РЭ Ø7 мм из сплава ВРК15) - (3,4,5; 3',4',5'); 1,2,3,4,5 – $T=f(V)$; 1',2',3',4',5' – $L=f(V)$; 1,3,1',3': $S = 0,25$ мм/об, $t = 1,5$ мм; 2,4,2',4': $S = 0,15$ мм/об, $t = 0,25$ мм; 5,5': $S = 0,1$ мм/об, $t = 0,15$ мм; для всех опытов допустимый износ $[h_3] = 0,31$ мм.

Работа любого РИ на $V < V_0$ приводит к снижению производительности обработки и повышению её себестоимости. Точность обработки и размерная стойкость РИ при этом также снижаются, а расход РИ, отнесённый к одной детали, повышается (рис. 2 - 4, 6 - 8). Использование $V > V_3$ неизбежно приводит к снижению размерной стойкости РИ, точности обработки и производительности общественного труда. Расход РИ и себестоимость обработки повышаются. Очевидно, что целесообразный диапазон изме-

нения V заключён между линиями V_0 и V_3 . Выбор V по линии V_0 должен производиться при высоких требованиях к точности при обработке крупных деталей в точном машиностроении, а также при эксплуатации РИ на многорезцовых станках при групповой обработке деталей и в условиях автоматизированного производства. В остальных случаях V должны выбираться по линии V_3 . Выбор скорости резания $V_{МП}$ приводит обычно к потере стойкости РИ при его повышенном износе и ведёт к увеличению инструментальности производства, даже единичного.

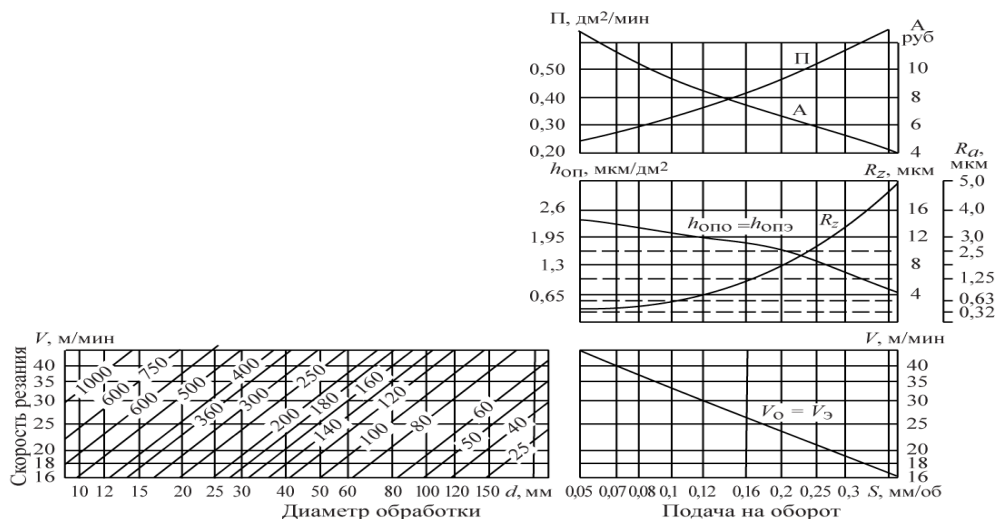


Рисунок 7. Номограмма определения РОР при точении жаропрочного сплава ХН77ТЮР или специального сплава 36НХТЮ. Резец РУНК с РЭ составным Ø5 мм из ВК60М: $\gamma = 12^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$; $\varphi = 95^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $R = 0,3 - 0,5$ мм; $t = 0,25 - 1,0$ мм.

Наличие на некоторых номограммах сетки с числами оборотов n шпинделя станка и линий V_0 и V_3 , на узловых точках которых проставлена величина эффективной мощности резания (для $t=1$ мм), облегчает задачу наиболее полного использования мощности станка и позволяет оператору принимать правильные решения при округлении числа n в сторону меньшего или большего числа [26]. При обработке углеродистых и легированных сталей наивысшая точность обработки и минимальная её себестоимость наблюдаются при работе на различных скоростях резания (линии V_0 и V_3 на рис. 1 и 2 работы [26]). Характерной и важной для практики особенностью обрабатываемости жаропрочных сплавов и закалённых сталей (см. рис. 2, 6, 7 и 8) является полное совмещение линии V_0 с линией V_3 , и линии h_{ono} – с линией $h_{оп}$. При точной механической обработке ТОМ РОР, являющиеся оптимальными по размерной стойкости РИ, являются оптимальными и по себестоимости обработки и производительности общественного труда [1-5,14,15].

Исследования показали, что изменение глубины резания в пределах от 0,25 до 3 мм при обработке конструкционных углеродистых и легированных сталей (Сталь 45, 50, 20Х13, 40Х13, 30ХГСА, ШХ15) почти не отражается на величине h_{ono} УРИ. Но приведённые на рис. 7 и 8 номограммы могут быть использованы для выбора режимов резания (S и V) с глубинами резания, обычно применяемыми при чистовой и получистовой обработке. Разработка таких номограмм для ТОМ может производиться лишь для узкого диапазона изменения глубины резания (например, $t = 0,25 - 1,0$ мм для жаропрочных сплавов типа ХН77ТЮР или 36НХТЮ).

Такие номограммы и разработанные с их использованием таблицы-матрицы выбора инструментальных наладок и РОР для группового производства позволяют увязы-

вать выбор РОР с шероховатостью поверхности, точностью, производительностью и себестоимостью обработки; производить расчёты точности обработки на металлорежущих станках; снизить потери времени работы оборудования в автоматизированном групповом производстве, вызываемые износом УРИ; обоснованно назначать кинематические характеристики проектируемых станков и автоматических линий [1, 2, 14-16]. Априори назначаемые периоды стойкости РИ под предлогом того, так удобно технологом или нормировщикам, без определения оптимальных: скорости резания V_O и h_{ono} (или удельной поверхности определенного качества, приходящейся на 1 мкм размерного износа) для типоразмера (модели) РИ, является попыткой завуалировать степень незнания области применения модели РИ и типоразмера (модели) обрабатываемой поверхности и материала обработки в конкретном его состоянии: отожженном, нормализованном, улучшенном, закаленном, состаренном или дисперсионно отвержденном [6,7,10,11].

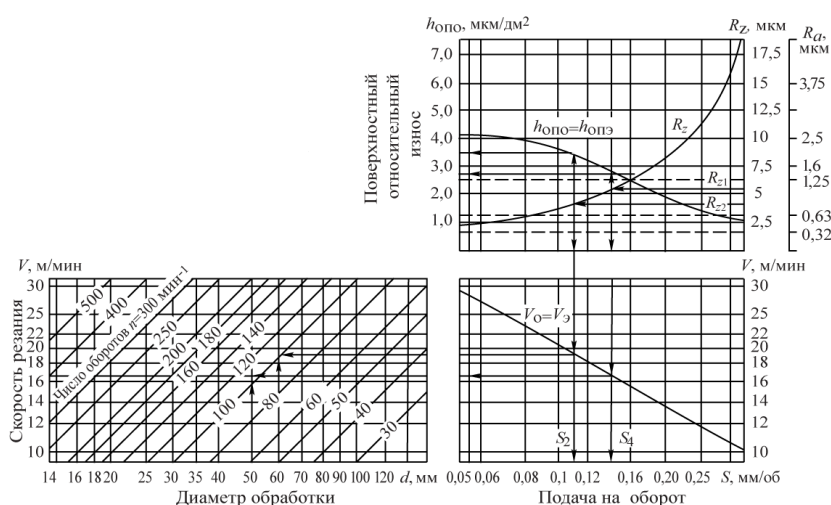


Рисунок 8. Номограмма определения S и V при точении закаленной стали ЭХ12М HRC 58-59. РУН с РЭ стержневым $\varnothing 7$ мм из Т15К6: $\gamma_{пр} = -18^\circ$; $\gamma_{поп} = 0^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$; $\varphi = \varphi_1 = 15^\circ$; $R = 0,3$ мм; $t = 0,2 \dots 0,3$ мм.

Экономический или бухгалтерский (начетнический) подход к оптимизации (или так называемой «рационализации») условий резания не может заменить истинно научный подход, который учитывает механо-физико-химические основы контактного взаимодействия типоразмера РК (радиус округления режущей кромки ρ , задний угол α , передний угол γ , с равновесной шероховатостью передней и задней поверхности РК) РИ и материала заготовки в его конкретном механо-физическом состоянии, т.е. назначают и определяют РОР на основе закона существования оптимальной температуры резания θ_0 , которая соответствует V_O , обеспечивающей минимум h_{ono} данной модели РИ при обработке модели ТОМ (пары моделей материалов) [1-5,14,15].

Использование РОР предопределяют необходимость оптимизации радиуса округления ρ режущего клина, который обеспечивает минимизацию сечения среза, особенно, при тонкой (прецизионной), финишной (отделочной) и высокоскоростной обработке ТОМ и закаленных материалов [15,16,23].

3. Выводы и рекомендации.

Режущие инструменты различных типоразмеров иностранных фирм-изготовителей с СМП характеризуются повышенным (при финишной обработке – недопустимым) износом в начальный период приработки по нескольким причинам неоп-

тимальной геометрии РК для чистовой и получистовой обработки увеличенным (большим) радиусом $r = 25 - 35$ мкм: малым номинальным углом γ (обычно истинный угол γ – отрицательный);

– наличие нерегламентированного дефектного слоя на поверхности и подложке т/с, на который наносится износостойкое покрытие и которое несёт в себе дополнительные внутренние остаточные напряжения, а также напряжения на границе с поверхностью т/с, определяющие адгезию (схватывание) покрытия с подложкой. Эти напряжения, складываясь с рабочими напряжениями от усилий резания приводят к отслаиванию и разрушению покрытия, а за ним и основы твердого сплава. Считается, что покрытие исчезает в первые секунды или минуты резания ТОМ (см. рис. 1) [3, 4, 6, 8]. В период приработки $t_{пр}$ режущий клин (РК) резцов с неперетачиваемыми СМП интенсивно изнашивается по адгезионному механизму и подвергается абразивному износу (механическому истиранию) (см. рис. 1), при том, что обрабатываемая поверхность – выглаживается путем наклёпа. Кроме того, повышенная интенсивность износа при работе на средних и высоких V с малыми сечениями среза - ($S = 0,05 \dots 0,15$ мм/об) объясняется высокой чувствительностью многих марок т/с к изменению исходных механических свойств ТОМ в результате наклёпа (нагартовки). Так, при работе на подаче $S = 0,1$ мм/об (и/или при $t = 0,1$ мм) глубина наклёпа больше толщины срезаемого слоя α и РК всё время работает в наклёпанном слое, что и усугубляет повышенную интенсивность износа РИ [2,6-13]. При увеличении $\alpha > 5r$ ($S \geq 0,2$ мм/об и $t \geq 0,2$ мм) глубина наклёпа становится меньше толщины срезаемого слоя, что способствует снижению интенсивности износа РК резцов с СМП. В диапазоне $S = 0,1 \dots 0,2$ мм/об преобладающим оказывается действие следующих факторов:

- с повышением S (при $V = const$) пропорционально сокращается путь резания L , следовательно, уменьшается время резания и величина износа h_3 ;
- повышение S также **снижает поверхностный относительный износ** $h_{оп}$;
- при увеличении $S \approx t$ изменяется глубина наклёпанного слоя h_c и отношение h_c к толщине среза α $\Delta h_c = h_c/\alpha$, и, несмотря на повышение температуры резания Θ и повышение диффузионного износа, $h_{оп}$ – снижается.

При дальнейшем повышении S РК всё время работает под наклёпанным слоем и на $h_{оп}$ влияет температура Θ . Кривые $h_{оп} = f(S)$ приобретают экстремальный характер при работе как на средних, так и высоких V (температурах) резания (см. рис. 6, 7 и 8), соответствующих правой (ниспадающей) ветви кривой зависимости $h_{оп} = f(\Theta)$. Эффект выглаживания (термо-механического наклёпа) обрабатываемой поверхности, особенно ярко проявляющийся в период приработки СМП (до $h_3 = 0,2 \dots 0,3$ мм и за время $t_{пр} = 3 \dots 5$ мин), приводит к упрочнению поверхностного слоя заготовки, что затрудняет дальнейшую получистовую и чистовую (особенно финишную) обработку, снижая тем самым стойкость РИ с СМП с покрытиями и качество окончательно обработанной поверхности (рис. 3 и 4). При использовании импортных резцов с СМП (да и отечественных – тоже [16]) на предприятиях ВПК (в частности, двигателестроительный НПЦ газотурбостроения «Салют», заводах ОКБ «Сухого», заводе им. Хруничева) в технологии механической обработки ответственных деталей летательных и космических аппаратов (ЛиКА) появились записи **«режущую пластину сменить после одного прохода»** по обрабатываемой поверхности или **«принудительно сменить СМП после нескольких минут работы»**, т. е. технологам и всем производственникам приходится перестраховываться, применяя РИ с неперетачиваемыми СМП. **Такие решения усугубляют ситуацию, т. к. РИ с СМП работают в период приработки с высокой интенсивностью изнашивания.** Это положение возникает по причине отсутствия достоверной информации, которая должна предоставляться ведущими фирмами-производителями рез-

цов с СМП, о характере износа и стойкости этих пластин при обработке различных конструкционных, жаропрочных, особенно ТОМ. Такое недопустимое положение заставляет предприятия-потребители самим заниматься испытаниями тех СМП, которые во множестве распространены на рынке от различных производителей (вплоть до чешских, итальянских и китайских), не говоря уже о SANDVIK Coromant, ISCAR, KORLOY, MITSUBISHI, ISCAR, KENNAMETALL и многих других. Нежелание предоставлять результаты стойкостных испытаний СМП этих фирм легко объяснить – это им невыгодно! Машиностроители РФ в этом смысле свой рынок уже потеряли, или близки к такому состоянию. Т. о. РФ попадает в техническую и технологическую зависимость от стран Запада. *«Благосостояние нации висит на кончике резца»* - это высказывание классиков трудно переоценить [1-5,15-17,24,25]. *Технический отечественный прорыв* в следующий технологический уклад возможен только посредством широкого использования типажей качественного ресурсосберегающего инструмента XXI века - УРИ (патент 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 [14-19, 21-26]. *Необходимо обгонять не догоняя, а создавать и использовать прорывные принципиально новые технологические решения!* Для сохранения независимости и отстаивания национальных интересов РФ необходимо развивать своё производство, не копирующее их «достижения», а реализующее отечественные разработки, в частности, унифицированный РИ и таблицы-матрицы РОР, разработанные в наукоёмкой первичной подсистеме многоуровневой базовой технологии, позволяющей эффективно реализовывать методы высокотехнологичной групповой технологии, повышая при этом стойкость УРИ в несколько раз (в 5 - 10 раз), гибкость производства, поднять его производительность и эффективность минимум в 2 раза [14-16,19,21,23,26]. При этом будут загружены отечественные инструментальные заводы, созданы рабочие места, повышена производительность труда при небольших капиталовложениях и внутренних инвестициях. Только так можно осуществить реальное *импортозамещение* и прорыв в новый технологический уклад XXI века по качеству и производительности нашей как оборонной, так и гражданской промышленности.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Макаров, А. Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.
2. Макаров, А. Д. Износ и стойкость режущих инструментов. М.: Машиностроение, 1966. – 264 с.
3. Подураев, В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В. Н. Подураев – учеб. пособие для вузов. – «Высшая школа» 1974. – 587 с.
4. Андреев, В. Н. Инструмент для высокопроизводительного и экологически чистого резания. Серия «Библиотека инструментальщика»./ В. Н. Андреев, Г. В. Боровский, В. Г. Боровский, С. Н. Григорьев – М.: Машиностроение, 2010. – 480 с.
5. Режимы резания труднообрабатываемых материалов: справочник / Я. Л. Гуревич [и др.] – 2-ое изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1986. – 240 с.
6. Сорокин, Е. В. Повышение стойкости токарных резцов на основе учета формы передней поверхности и кривизны поверхности резания: дис ... канд. техн. наук / Е. В. Сорокин: ТГУ. – Тула, 2007. – 168 с.
7. Astakhov V. Tools (Geometry and Material) and Tool Wear. / V.P. Astakhov, P.J. Davim // Machining Fundamental and Recent Advances, Ed. Springer, pp 29-57, 2008.

8. Табаков, В. П. Функциональные параметры процесса резания инструментом с износостойкими покрытиями: учеб. пособие / В. П. Табаков, А. С. Верещака, С. Н. Григорьев. – Ульяновск: УлГТУ, 2012. – 172 с.
9. Технический справочник SANDVIK Coromant: рук - во по металлообработке. – Москва, 2018.
10. Общий каталог металлорежущего инструмента ISCAR. Member IMC Group, – Москва, 2019.
11. Sandvik Coromant. Рекомендации по режимам резания. Токарная обработка. <http://www.coroguide.com/CuttingDataModule/CDMTurning.asp>. (дата обращения 12.2018).
12. Klocke F. Manufacturing Processes. Cutting. Springer, 2011. 500 p.
13. Металлорежущий инструмент. – АО «КЗТС» Каталог, 2017.
14. Пат. 2226453 РФ, Многократно перетачиваемый резец: / Ракунов Ю.П., Хрульков В. А., Золотова Н. А., Тихонов Н. А. – Бюл. № 10, 2004.
15. Ракунов, Ю. П. Первичная подсистема многоуровневой базовой технологии /Ю. П. Ракунов // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2012. – № 3. – С. 23-31.
16. Ракунов, Ю. П. Управление качеством токарной обработки высокоточных деталей машин. Ю. П. Ракунов // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2013. – № 2. – С. 36-48.
17. Ермаков, Ю. М. Выбор оптимальной скорости резания на основе стойкостной зависимости для режущего инструмента. – М.: ВНИИТЭМП, 1986. – 64 с.
18. Kennametal представляет токарный сплав KCS10B для обработки жаропрочных сплавов. Журнал «Твердый сплав». <http://tverdysplav.ru> (дата обращения 12.10.2020).
19. Справочник технолога / Под ред. А. Г. Суслова. М.: Машиностроение, 2019. – 678 с.
20. Справочник токаря-универсала / под ред. М. Г. Шеметова и В. Ф. Безъязычного, 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение. 2007. – 576 с.
21. Ракунов, Ю.П. Разработка САПР оптимальных групповых процессов токарной обработки на станках с ЧПУ / Ю.П. Ракунов, В. В.Абрамов // Справочник. Инженерный журнал, приложение. – 2015. – № 7. – С. 1-29.
22. Machining: fundamentals and recent advances / Ed. J. Paulo Davim. Springer, 2008. 361 p.
23. 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». – 2020. – № 1, 2. – С. 66-79.
24. Копылов Ю. Р. Компьютерные технологии в машиностроении (практикум+CD): учебное пособие / Ю. Р. Копылов. – Воронеж: ИПЦ «Научная книга», 2012. – 508 с.
25. Ермаков, Ю. М. Комплексные способы эффективной обработки резанием: Библиотека технолога. – М.: Машиностроение, 2003. – 272 с.
26. 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.

Поступила в редколлегию 16.04.2021 г.

УДК 621.81.539.376

А. В. Тотай, д-р техн. наук, профессор

Брянский государственный технический университет, Россия

Тел. +7 (910) 743-51-85; E-mail: totai_av@mail.ru**ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ РЕСУРСА ПРЕЦИЗИОННЫХ ПАР ТРЕНИЯ**

В статье рассмотрена возможность сокращения периода приработки прецизионных пар трения за счет минимизации адгезионной составляющей коэффициента трения.

Ключевые слова: период приработки, темп износа, зазор в трибосистеме, диффундирование азота.

A. V. Totay**TECHNOLOGICAL RESOURCE SUPPORT FOR PRECISION FRICTION PAIRS**

The article discusses the possibility of reducing the running-in period of precision friction pairs by minimizing the adhesion component of friction coefficient.

Keywords: running-in period, wear rate, clearance in the tribosystem, nitrogen diffusion.

1. Введение

Прецизионные пары трения нашли широкое применение в различных механизмах и приборах. Прежде всего, это относится к золотниковым и пневмосистемам, гидромоторам, к технологической оснастке и к ряду других технических устройств. Отличительной особенностью этих трибосистем является значительная зависимость степени надежности исполнения ими своих задач от зазоров между сопрягаемыми деталями. Как правило, эти пары трения представляют из себя классический вид соединения типа «вал-втулка».

Увеличение исходного зазора в этих соединениях вследствие износа рабочих поверхностей резко снижает их функциональную надежность и вынуждает идти на серьезные материальные затраты по ремонту и восстановлению запланированных технических характеристик.

2. Основное содержание и результаты работы

Динамика увеличения зазора в сопряжении складывается, естественно, из износа поверхностей вала и втулки.

Причем, интенсивность износа этих поверхностей в зоне установившегося процесса целиком зависит от целого ряда конструктивных и технологических факторов [1,2]. Прежде всего это касается материалов трибоэлементов и их термообработке, шероховатости поверхностей, физико-химического состояния субструктур и режимов эксплуатации (нагрузкам, скоростям скольжения, маркам и условиям смазки и т.д.)

Таким образом, к моменту достижения критического зазора $Z_{кр}$ в соединении общая его величина будет складываться из следующих составляющих:

$$Z_{\dot{e}0} = Z_{\dot{e}n0} + \frac{L_{i.i.\dot{a}}}{tg\alpha_1} + \frac{L_{i.e.\dot{a}}}{tg\alpha_2} + \frac{L_{i.e.\dot{a}0}}{tg\alpha_3} + \frac{L_{i.e.\dot{a}0}}{tg\alpha_4},$$

где Z – исходный зазор в соединении;

$L_{n.n.e.}$ – путь трения вала в период приработки;

α_1 – угол наклона участка периода приработки вала;

$L_{n.u.e.}$ – путь трения вала в период постоянного темпа износа;

α_2 – угол наклона участка постоянного износа вала;

$L_{п.и.вт.}$ – путь трения втулки в период приработки;

α_3 – угол наклона участка периода приработки втулки;

$L_{п.п.вт.}$ – путь трения втулки в период постоянного темпа износа;

α_4 – угол наклона участка постоянного износа втулки;

Структура приведенной зависимости показывает, что уменьшить общую величину износа сопрягаемых поверхностей можно лишь за счет уменьшения износа в период приработки трибоэлементов.

Учитывая это обстоятельство, была сделана попытка реализовать эту возможность на примере повышения ресурса эксплуатации гидромоторов, применяемых в угледобывающей промышленности. В этом агрегате парой трения скольжения является подвижное соединение втулки и поршня. Втулка, запрессованная в чугунный корпус, изготавливается из стали 18ХГТ, рабочая поверхность которой цементируется на глубину 0,6-0,8 мм и закаливается до HRC 56-62. номинальный диаметр сопряжения 50 мм. Во втулке совершает возвратно-поступательные перемещения поршень из ВПЧ60, размер которого путем выборки или сопряженной обработки обеспечивает зазор в соединении в пределах 0,02-0,03мм.

Конструкторские требования по шероховатости контактирующих поверхностей: втулки – Ra=0,2мкм; поршня – Ra=0,4мкм.

По имеющимся данным [3] после 3000 часов работы гидромотора наблюдается уменьшение крутящего момента на 20-25%, а после 5000-6000 часов требуется его ремонт с заменой поршня и восстановлением исходного зазора в сопряжении. В процессе эксплуатации средний зазор в сопряжении изменялся следующим образом: до эксплуатации – 0,022мм, 3000 часов работы – 0,042мм; 6000 часов работы – 0,061мм.

Как показал анализ микрорельефа рабочих поверхностей данного сопряжения, то он существенно изменяется в период приработки. Окончательная обработка поверхностей втулки и поршня осуществляется резцами из сверхтвердых материалов – композитом 10.

Очевидно, что кинематика механической обработки и режима эксплуатации в корне отличается и по этой причине получить так называемую «равновесную» шероховатость технологическим методом не представляется возможным без радикальной модернизации всего технологического процесса.

Так как в период приработки линейный износ прецизионных пар трения изменяется, как правило, несколькими микронами, то в качестве резерва для его уменьшения можно попытаться проанализировать и изменить химический состав субструктуры поверхностных слоев, и технологическим путем минимизировать адгезионную составляющую силы трения [4].

На химический состав так называемых вторичных структур поверхностного слоя в процессе механической обработки оказывают влияние следующие основные физические факторы:

- 1) диффундирование некоторых химических элементов из инструментального материала в матрицу конструкционного;
- 2) адсорбция элементов режущего инструмента под действием значительных температурных градиентов в поверхностном слое;
- 3) адгезия микрочастиц материала на режущий инструмент и «размазывание» их по обрабатываемой поверхности;

4) «микрометаллургические» процессы, протекающие при «размазывании» микровключений по обрабатываемой поверхности при высоких локальных температурах [5];

5) адсорбция элементов, входящих в СОТС.

Как показывают исследования Б.В. Дерягина, П. Л. Грузина, Т.Н. Лолодзе, И.М. Любарского и других, наиболее существенное влияние на изменение химического состава поверхностных слоев оказывают диффузионные процессы.

В настоящее время существуют в основном две физические модели диффузии твердых тел: гетеродиффузия и реактивная диффузия. Первый вид характеризуется образованием твердого раствора с решеткой растворителя. Максимальная концентрация диффундирующего вещества в металле, играющем роль растворителя, не может превышать предельную концентрацию согласно диаграмме состояния. По второй модели химическая реакция может произойти с образованием интерметаллического соединения на границе раздела контактирующих тел. Известно, что диффузия молекулы химического соединения в решетку металла невозможна. В металле диффундируют атомы, получившиеся в результате диссоциации этих соединений. Поэтому, при диффузионном растворении инструментального материала в обрабатываемом, необходимо рассматривать диффузию, входящих в сплав химических элементов [6].

Количество вещества dM компонента В, выраженное в молях массы вещества, продиффундировавшее в компонент А, определяется уравнением

$$dM = -D \frac{dc}{dx} dSdt,$$

где D - коэффициент диффузии; dc/dx - градиент концентрации в какой-либо точке; dS - элементарная площадь, через которую происходит диффузия; dt - время диффузии.

Важнейшим параметром, характеризующим диффузию, является коэффициент диффузии D , который определяется из соотношения

$$D = D_0 e^{-\frac{Q}{R\Theta}},$$

где D_0 - предэкспоненциальный множитель, который соответствует коэффициенту диффузии при температуре, равной бесконечности; Q - энергия активации, отнесенная к молю твердого раствора; R - газовая постоянная, равная 8,314 Дж/(моль·К); Θ - температура диффузии.

Из теории диффузии известно, что энергия активации уменьшается с увеличением разности порядковых номеров диффундирующего вещества и растворителя в периодической системе элементов. Это объясняется более интенсивным искажением силовых полей при резком отличии природы растворенного элемента от природы растворителя, что и облегчает процесс диффузии [7].

Вторым фактором, определяющим коэффициент диффузии, является температура, которая при заданных конструкционных материалах целиком определяется условиями технологического воздействия на обрабатываемую поверхность. Как видно из формулы расчета диффузии, с увеличением температуры коэффициент диффузии увеличивается по экспоненциальной зависимости.

Что касается количественной оценки промежутков времени t_d , необходимых для реализации микродиффузионных процессов, то для прикладных расчетов предложена следующая зависимость [3]:

$$t_{\ddot{a}} = \frac{L_{\ddot{a}}^2}{D},$$

где $L_{\ddot{a}}$ - протяженность пути диффузии.

Анализ этого соотношения позволяет убедиться, что для диффундирования вещества на глубину от нескольких сотен до нескольких тысяч ангстрем требуются весьма малые временные промежутки - от 10^{-4} с и менее. Это свидетельствует о том, что даже при высокоскоростных технологических процессах время диффузии может быть соизмеримо с временем контакта инструмента с элементарной площадкой поверхности заготовки.

Одним из современных способов оценки элементного состава поверхностей материалов считается метод электронной оже-спектроскопии (ЭОС).

Исследования проводились на электронном спектрометре типа ЭСКАЛАБ-МК-11.

На рис. 1 и 2 приведены типичные оже-спектры, снятые с исходных и обработанных поверхностей стальных и чугуновых образцов соответственно. Из химического состава поверхностных слоев видно, что в исходной поверхности как стали, так и чугуна азот не обнаружен. После обработки в режиме чистового обтачивания резцами из композита 10 ($t = 0,3$ мм; $S = 0,08$ мм/об; $V = 220$ м/мин; без СОТС) в оже-спектрах наглядно видно присутствие азота, который является одним из основных компонентов композитов на базе кубического нитрида бора. Этот факт свидетельствует об активном процессе диффундирования, происходящем на площадках контакта инструмента с образцом в процессе обработки.

Проведенные исследования позволили теоретически доказать и экспериментально подтвердить возможность микролегирования азотом тонких поверхностных слоев чугуновых и стальных деталей при обработке инструментами из сверхтвердых материалов на основе кубического нитрида бора.

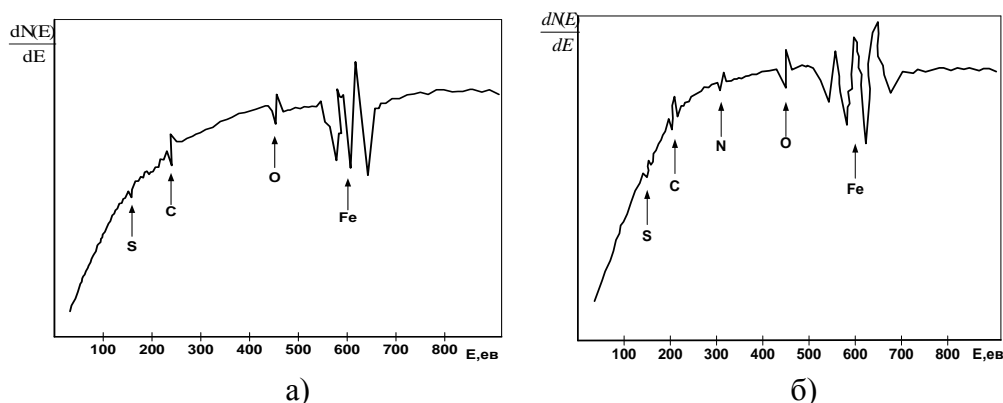


Рисунок 1. Типичные оже-спектры поверхности закаленных образцов из стали 18ХГТ:
а – основа; б – поверхность, обработанная композитом 10

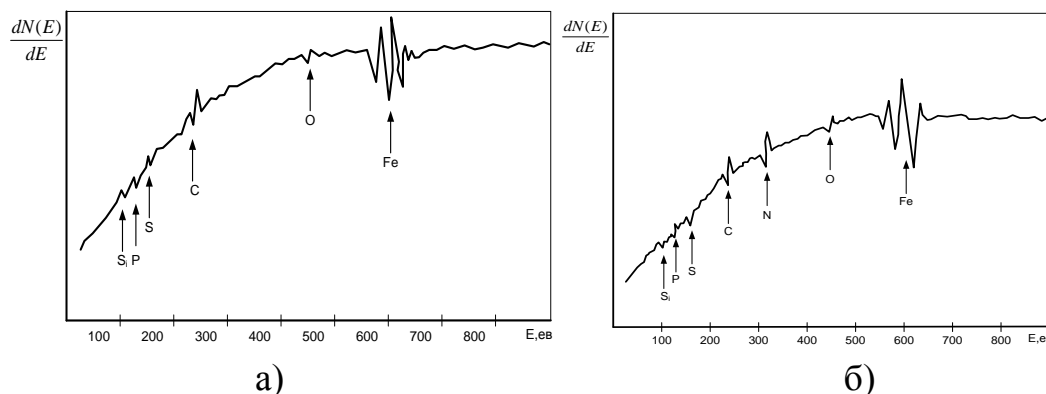


Рисунок 2. Типичные оже-спектры поверхности образцов из высокопрочного чугуна:
а – основа; б – поверхность, обработанная композитом 10.

3. Заключение

На основании проведенных исследований с целью исключения микроазотирования обеих контактирующих поверхностей было принято решение обрабатывать поверхность поршня резцами из черной оксидной керамики марки ВОК – 71. Испытания гидромоторов с трибосистемами поверхности которых обработаны различными по маркам и физикохимическим свойствам инструментами, позволили значительно сократить темп увеличения общего зазора на 18-20%, что увеличивает общий ресурс механизма на 600-700 часов до планового ремонта.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Горячева, И. Г. Механика фрикционного контакта / И. Г. Горячева. – М.: Наука, 2001. – ISBN 5-02-0025-67-4.
2. Основы трибологии / А. В. Чичинадзе, Э. Д. Браун, Н. А. Буше [и др.]; под общ. ред. А. В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2001. – ISBN 5-217-03053-4.
3. Шевеля, В. В. Изменение трибологических свойств стали при повторно-циклическом трении с учетом эффекта Баушингера / Шевеля В. В., Купец Б., Калда Г. С., Соколан Ю. С. // Проблемы трибологии. – 2017. – №2. – С. 6-15.
4. Трение, изнашивание и смазка: Справочник: кн. 1. / Под ред. И. В. Крагельска, В. В. Алисина. – М.: Машиностроение, 1978. – ISBN 113-1-0-2933.
5. Иванов, В. А. Упрочнение приповерхностных слоев образцов из стали 45 с помощью микроплазменной обработки / Иванов В. А., Купец Б., Калда Г. С., Соколан Ю. С. // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2015. – №4. – С. 96-102.
6. Тотай, А. В. Технологическое обеспечение физико-химических свойств поверхностного слоя деталей машин / А. В. Токай // Научные технологии в машиностроении. – 2012. – №9. – С. 8-11.
7. Тотай, А. В. Повышение эксплуатационной надежности деталей технологическим управлением физико-химическими параметрами их поверхностных слоев / А.В. Токай // Научные технологии в машиностроении. – 2020. – №1. – С. 24-30.
8. Герасимов, С. А. Инженерия поверхности и эксплуатационные свойства азотированных концентрационных сталей / Герасимов С. А., Куксенова Л. И., Лаптева В. Г. и др. // Под общ. ред. Е. Н. Каблова. – М. Виам, 2019. – ISBN 918-5-90521747-0.

Поступила в редколлегию 18.04.2021 г.

УДК 620.178.6

В. Н. Фам, аспирант, **П. А. Петров**, канд. техн. наук, доцент
Московский Политех, г. Москва, Россия
Тел./Факс: +79036870398; E-mail: petrov_p@mail.ru

ПОСТРОЕНИЕ КРИВЫХ ТЕКУЧЕСТИ СПЛАВА АМГ6 С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДА ПОСТАНОВКИ ОБРАТНОЙ ЗАДАЧИ

В данной работе рассмотрен подход к построению «изотермической» кривой текучести алюминиевого сплава АМг6 на основе метода испытания сжатием и постановки обратной задачи. Обратная задача решена с применением компьютерной программы QFORM. Определен температурно-скоростной диапазон для исследования напряжения текучести, а также определены условия подготовки исходных данных и критерий оценки точности результатов натурального и виртуального экспериментов. В результате получены «изотермические» кривые текучести в диапазоне температур от 20 до 450 °С достаточные для применения при компьютерном моделировании технологий горячей штамповки алюминиевого сплава АМг6, в том числе выполняемых в условиях близких к изотермическим.

Ключевые слова: кривая текучести, алюминиевый сплав, компьютерное имитационное моделирование, горячая изотермическая штамповка, QFORM, постановка обратной задачи.

V. N. Fam, P. A. Petrov

CONSTRUCTION OF FLOW CURVES FOR AMG6 ALLOY USING THE INVERSE TECHNIQUE

The present paper describes the approach of the isothermal flow stress-strain curves design based on the axisymmetric compression test and inverse technique. The inverse technique is realized with computational simulation code QFORM. The temperature and the strain rate range as well as the initial date and the criteria of the output date accuracy were identified for the research into the flow stress behaviour. As the result, the isothermal flow stress-strain curves were obtained within the temperature range of 20-450 °C. The obtained data could be used for the computational simulation of the technologies of hot forging of AlMg6 alloy, viz. the hot isothermal forging processes of the mentioned alloy.

Keywords: flow stress-strain curve, aluminium alloy, computational simulation of forming, isothermal forging, QFORM, inverse technique.

При постановке задачи, направленной на компьютерное моделирование процессов ОМД важнейшими входными данными, характеризующими деформируемый материал, является зависимость напряжения текучести от накопленной деформации, скорости деформации и температуры. Для получения «изотермических» кривых текучести необходимо провести механические испытания исследуемого материала, результатом которых является получение индикаторных диаграмм в координатах "перемещение инструмента - сила деформирования" или "время – сила деформирования" для различных скоростей деформации и температур. Под термином «изотермическая кривая» понимается кривая текучести, отражающая процесс нагружения образца исследуемого материала при постоянной температуре нагрева и постоянной скорости деформации. Скорость деформации, так же как и температура, остается постоянной на протяжении всего процесса нагружения.

Целью данной статьи является построение «изотермической» кривой текучести алюминиевого сплава АМг6 при различных температурно-скоростных условиях его деформирования.

Сплав АМг6 относится к категории деформируемых алюминиевых сплавов. Его преимуществом является низкий удельный вес, коррозионная стойкость и высокая пластичность [1]. Химический состав сплава АМг6 представлен в таблице 1.

Таблица 1. – Результат анализа химического состава сплава АМг6, вес. %

Химический элемент	Al	Mg	Mn	Fe	Si	Ti	Cu
Содержание, %	93,27	5,84	0,57	0,26	0,13	0,03	0,04

Механические испытания алюминиевого сплава АМг6 проводили на испытательных машинах моделей LFM50 и LFM250. Исходные цилиндрические образцы имели размеры: диаметр 10 мм, высота 10 мм. Каждый образец исследуемого сплава подвергался сжатию на 50% от его исходной высоты. Для обеспечения постоянства температуры образца во время проведения эксперимента производили осадку в условиях близких к изотермическим. Оговоримся, что изотермическая кривая текучести представляет собой зависимость напряжения текучести от величины накопленной деформации и отражает изменение напряжения текучести только вследствие действия в деформируемом материале процессов, связанных с его упрочнением-разупрочнением. При этом кривые текучести, рассчитываемые по индикаторным диаграммам, должны быть скорректированы на величину изменения напряжения текучести из-за теплового эффекта пластической деформации и на величину изменения напряжения текучести, обусловленного влиянием контактного трения [4, 5, 8].

Образцы осаживались при постоянной скорости деформации, что оказывается возможным при применении испытательных машин LFM50 и LFM250. Для обеспечения нагружения образцов с постоянной скоростью деформации, были рассчитаны значения перемещения траверсы испытательной машины, соответствующие текущей высоте образца, по нижеследующей формуле [2]:

$$S_i = H_0 - \exp(-\dot{\epsilon}_i \times t) \times H_0, \quad (1)$$

где S_i – перемещение траверсы испытательной машины; $\dot{\epsilon}_i$ – скорость деформации; t – время; H_0 – исходная высота образца.

Расчет скорости деформирования на каждом этапе нагружения выполнялся с помощью формулы [3]:

$$V_i = \exp(-\dot{\epsilon}_i \times t) \times H_0 \times \dot{\epsilon}_i, \quad (2)$$

где V_i – скорость перемещения траверсы испытательной машины; $\dot{\epsilon}_i$ – скорость деформации; t – время; H_0 – исходная высота образца

Испытания проводились при температурах 20°C, 300°C, 400°C и 450°C, со скоростями деформации 0,001 с⁻¹, 0,01 с⁻¹ и 0,4 с⁻¹. Каждый образец исследуемого сплава подвергался сжатию на 50% от его исходной высоты. Сжатие образцов выполнялось без смазки. Выбор температуры нагрева основан на известных характерных температурах деформирования исследуемого сплава в условиях холодной, теплой (полугорячей) и горячей деформации; выбор скорости деформации – с учетом типовых значений, характерных для штамповки на гидравлических и механических прессах. На рис. 1 представлены индикаторные диаграммы, полученные в результате образцов сплава АМг6 в исследуемом диапазоне температур и скоростей деформации.

По результатам эксперимента рассчитывали зависимость напряжения текучести от накопленной деформации по выражениям:

$$\sigma_i = \frac{P_i}{F_i}, \quad (3)$$

$$\varepsilon_i = \ln \frac{H_i}{H_0}, \tag{4}$$

где P_i – текущее значение силы деформирования; F_i – текущее значение площади поперечного сечения образца; H_i – текущее значение высоты образца; H_0 – начальная высота образца.

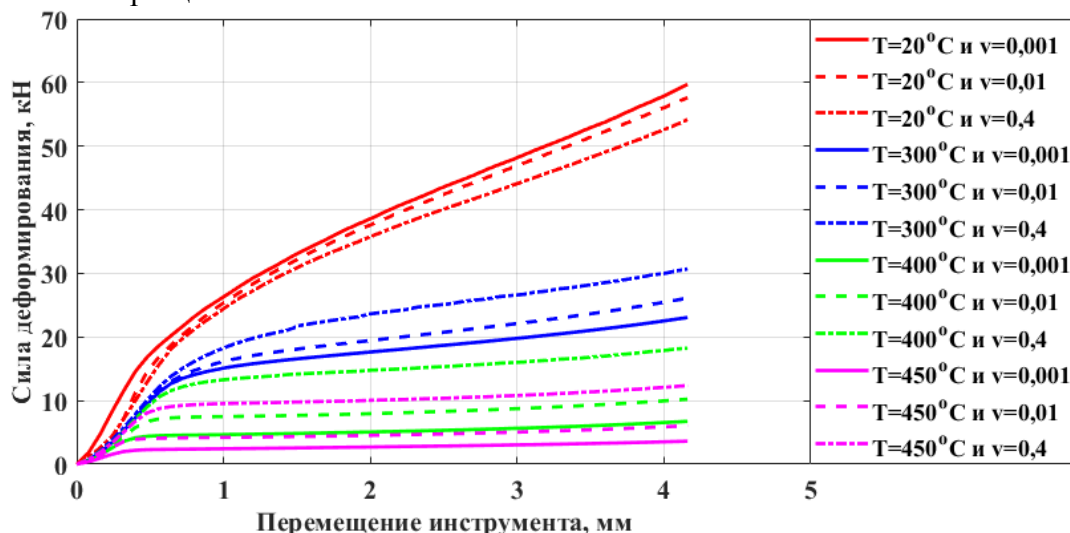


Рисунок 1. Индикаторная диаграмма, полученная при сжатии образцов сплава

На рис. 2 представлен алгоритм расчета «изотермической» кривой текучести сплава АМг6. Полученные кривые текучести (см. рис. 3) обеспечивают достаточную сходимость результатов моделирования с реальным процессом осадки образцов (сравнение экспериментальных и расчетных кривых показывает, что средняя ошибка не превышает 5 – 10%), следовательно, могут быть использованы для моделирования технологических операций холодной, теплой и горячей штамповки.



Рисунок 2. Схема построения «изотермической» кривой текучести сплава АМг6

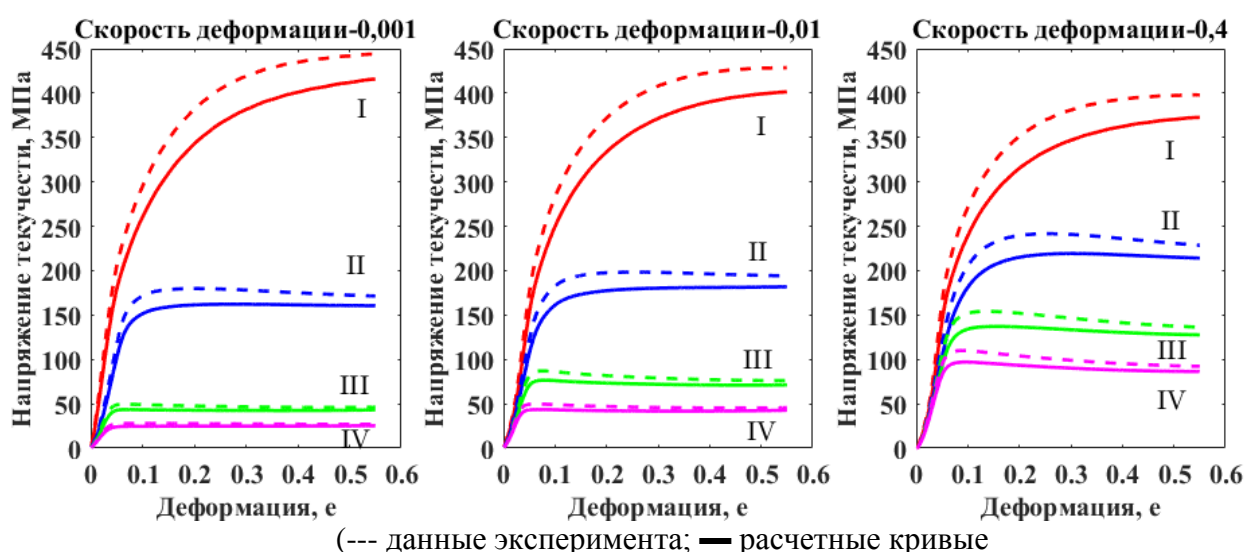
Выполнить проверку «изотермической» кривой текучести сплава оказывается возможным по результатам компьютерного конечно-элементного моделирования

(КЭМ) натурного испытания цилиндрического образца сжатием. Критерий оценки точности моделирования:

$$\delta = \left| \frac{P_{FEM} - P_{эксп}}{P_{эксп}} \right| \times 100\% \leq 2,5\%, \quad (5)$$

где δ – относительная погрешность измерений; P_{FEM} – сила деформирования по результатам расчета в конечно-элементной программе; $P_{эксп}$ – сила деформирования, измеренная в опыте.

Если условие (5) не выполняется, то полученные по схеме (см. рис. 2) кривые текучести корректируются и моделирование повторяется. Расчеты в конечно-элементной программе выполняют до тех пор, пока условие (5) не будет удовлетворено для всех температурно-скоростных условий деформирования: температура деформирования T_i – 20 °С, 300 °С, 400 °С, 450 °С; скорость деформации $\dot{\epsilon}_i$ – 0,001 с⁻¹; 0,01 с⁻¹; 0,4 с⁻¹.



(--- данные эксперимента; — расчетные кривые
 I – 20 градусов; II – 300 градусов; III – 400 градусов; IV – 450 градусов)
 Рисунок 3. Сравнение экспериментальных и расчетных напряжений текучести при осадке образцов с различными скоростями

Для корректного воспроизведения эксперимента в программе QFORM 2D, как, впрочем, и в любой системе, имитирующей ОМД-процессы, необходимо задать правильно начальные условия расчета, данные о сопротивлении материала заготовки пластической деформации, что позволит получить результат, не искаженный погрешностью, вызванной неточностью данных о свойствах материала и условиях деформационного процесса [9].

На рис. 4 показаны типовые результаты этой проверки после выполнения цикла корректировки методом постановки обратной задачи: 1) сравнение экспериментального и расчетного графиков зависимости «сила деформирования» – «ход» (рис. 4а); 2) относительная погрешность измерений (рис. 4б); 3) корреляция между экспериментальным и расчетным значением силы деформирования $P_{деф}$ (рис. 4в). Эти результаты соответствуют температуре деформирования 300°С. Подобные данные получены и для остальных сочетаний температуры T_i и скорости деформации. В общем, отклонение расчетных индикаторных диаграмм от экспериментальных диаграмм не превышает ±1,25 %.

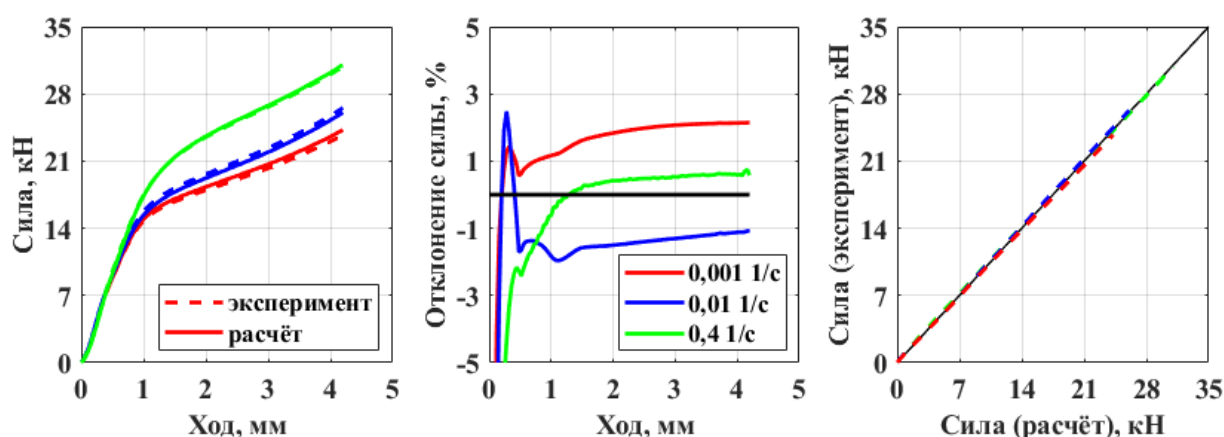


Рисунок 4. Результаты моделирования осадки образца сплава АМг6

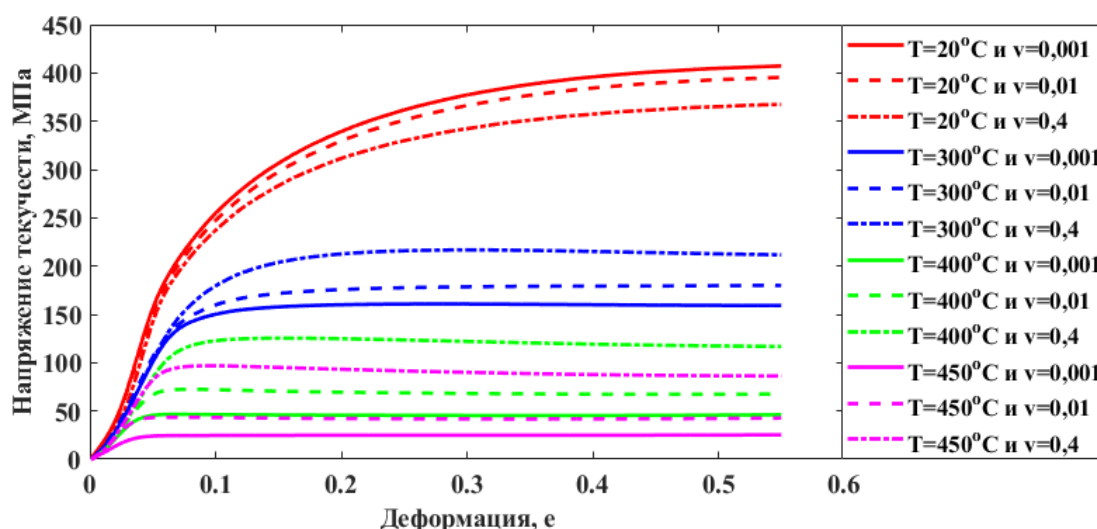


Рисунок 5. «Изотермические» кривые с учетом КЭМ.

Вывод и рекомендации

Полученные «изотермические» кривые (рис. 5) могут быть использованы:

1) для численного анализа технологических процессов объемной штамповки алюминиевого сплава АМг6, деформируемого в интервале температур от 20 до 450°С со скоростью деформации от 0,001 с⁻¹ до 0,4 с⁻¹;

2) для построения математической модели сопротивления сплава АМг6 пластической деформации необходимо выбрать структуру модели;

3) основываясь на полученных результатах, построена модель напряжения текучести в широком температурно-скоростном диапазоне, указанном в п.1 [6];

4) при температуре 20°С проявляется anomalous change in flow stress with strain rate (see fig. 5). This anomalous behavior in some way reminds the effect, which was pointed out by S. I. Gubkin [7] – «flow band», used by him for determination of a single curve. In the opinion of Gubkin «flow band» includes curves of hardening, taking into account anisotropy of mechanical properties, and curves of hardening for different types of stressed states. In our case, curves are obtained from the results of compression tests and do not include different types of stressed states. However, the strain rate changes by two orders, which, possibly, leads to anomalous restructuring of the microstructure of the studied

сплава. Данная гипотеза требует дополнительной проверки. Разброс значений напряжения текучести при температуре 20°C не превышает 9,26% от максимального значения σ_i , например, полученного при скорости деформации 0,001 с⁻¹.

Данная работа является частью совместного российско-индийского проекта «Экспериментальные и численные исследования контактного трения в процессе пластической деформации сжатием с кручением». Работа финансируется Российским фондом фундаментальных исследований (РФФИ) и Департаментом науки и технологий (ДНТ) по исследовательскому проекту № 19-58-45020\19 и гранту INT/RUS/RFBR/388.

ЛИТЕРАТУРА:

1. ГОСТ 4784-97. Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Принят межгосударственным советом по стандартизации, метрологии и сертификации (протокол n 12 от 21 ноября 1997 г.). – Введ. 2000-07-01.
2. Петров, П. А. Методика исследования сопротивления деформации при двухэтапном монотонном нагружении / Петров П. А. // Известия ТулГУ. Технические науки. – Москва, 2019. – Вып. 5. – С. 157-174.
3. Воронков, В. И. Определение кривых текучести материалов с применением компьютерного моделирования / Воронков В. И., Потапенко К. Е. // 77-й международной научно-технической конференции «автомобиле- и тракторостроение в России: приоритеты развития и подготовка кадров», 2012. – С. 115-124.
4. Szeliga D. Inverse analysis for identification of rheological and friction models in metal forming / Szeliga D., Gawad J., Pietrzyk M. // Computer methods in applied mechanics and engineering, 2006. – № 195. –P. 6778–6798.
5. Charpentier P.L. Characterization and Modelling of High Temperature Flow Behavior of Aluminum Alloy 2024. / Charpentier P.L., Stone B.C., Ernst S.C., Thomas J.R. – M: Met.Trans. A, 17, 1986. – С. 2227-2237.
6. Петров, П. А. Построение «изотермической» кривой текучести алюминиевого сплава В95. / Петров П. А. // Обработка материалов давлением. – № 2(23), 2010. – С. 88-93.
7. Губкин, С. И. Пластическая деформация металлов Т. 2. / Губкин С. И. – М.: Металлургиздат, 1961. – 416 с. – ISBN ССА 175/БН2-30082017/14.
8. Mohd Kaswande Razali. A new approach of predicting dynamic recrystallization using directly a flow stress model and its application to medium Mn steel / Mohd Kaswande Razali, Man Soo Joun // Journal of Materials Research and Technology Volume 11, March–April 2021, Pages 1881-1894.
9. Xiao H. Flow stress correction for hot compression of titanium alloys considering temperature gradient induced heterogeneous deformation. / H. Xiao, X.G. Fan, M. Zhan, B.C. Liu, Z.Q. Zhang // Journal of Materials Processing Tech., Volume 288, February 2021, 116868.

Поступила в редколлегию 31.03.2021 г.

УДК 621.838.222

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

Донской государственной технической университет, Российская Федерация

Тел.: 89081933393; E-mail: shishkarev_m_p@mail.ru**УРОВЕНЬ СТАБИЛЬНОСТИ ВРАЩАЮЩЕГО МОМЕНТА АДАПТИВНЫХ ФРИКЦИОННЫХ МУФТ С КОСВЕННЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ**

В статье приведены результаты исследования адаптивной фрикционной муфты с косвенным регулированием и переменным значением коэффициента усиления обратной связи. Установлено, что теоретически для срабатывания муфты при увеличении коэффициента трения требуется незначительная дополнительная внешняя нагрузка, пренебрежимо малая по сравнению с номинальным вращающим моментом в приводе машины. Показано, что для обеспечения высокой точности срабатывания муфты при передаче нагрузки, близкой по значению номинальной нагрузке, необходима корректировка текущего значения коэффициента усиления в сторону уменьшения относительно расчетного значения с целью компенсации колебаний номинального вращающего момента, причем точность срабатывания муфты близка к точности срабатывания «идеальной» муфты.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, косвенное регулирование, стабильность, вращающий момент, точность срабатывания, коэффициент усиления.

M. P. Shishkarev**THE LEVEL OF TORQUE STABILITY OF ADAPTIVE FRICTION CLUTCHES WITH INDIRECT CONTROL**

The article presents the results of the study of the adaptive friction clutch with indirect control and variable feedback gain. It is found that theoretically, for the coupling to operate with an increase in the coefficient of friction, an insignificant additional external load is required, which is negligible in comparison with the nominal torque in the machine drive. It is shown that for high precision operation of the clutch in the transmission load, close the rated load, the required adjustment of the current the value of the gain to decrease relative to the calculated values to compensate the fluctuation of the fluctuation of the nominal torque, and precision the clutch operation is close to the precision operation of the "ideal" coupling.

Keywords: adaptive friction clutch, indirect control, stability, torque, actuation accuracy, gain.

1. Введение

Адаптивные фрикционные муфты (АФМ) первого поколения, выполненные по базовому варианту – муфте Н.Д. Вернера имеют постоянное значение коэффициента усиления (КУ) отрицательной обратной связи, которое функционально не зависит от коэффициента трения [1]. Это является основной причиной ограниченной, в ряде случаев практического применения, их точности срабатывания, поскольку закономерность изменения значения распорной силы в них, в функции коэффициента трения, не соответствует закону изменения распорной силы так называемой «идеальной» АФМ, который обеспечивает теоретически полную стабильность вращающего момента муфты [2].

В работе [3] поставлены условия полной стабильности значения силы трения адаптивного фрикционного контакта (АФК) и их реализация, а в работе [4] показано, что синтезированная принципиальная схема АФК имеет статические ошибки выходного сигнала (силы трения АФК), обусловленные дополнительным импульсом силы, который необходим для перемещения чувствительных элементов (тел качения) по гнездам управляющего устройства (УУ) при увеличении КУ обратной связи.

В данном случае при автоматическом регулировании для увеличения КУ необходимо временное (при регулировании) повышение внешней нагрузки, действующей на АФК, после чего его переход из состояния относительного покоя пар трения в состо-

яние относительного движения происходит при настроечном значении силы трения. Поэтому практически достижение полной стабильности силы трения «идеальной» АФК, равно как и вращающего момента «идеальной» АФМ невозможно.

В работе [4] также дана оценка статической ошибки АФК и поставлено условие ее снижения.

Принципиальная схема АФК первого поколения с косвенным регулированием и ее описание приведены в работе [5]. В этой работе также найден закон изменения суммарной силы нажимных пружин в функции коэффициента трения, обеспечивающий теоретически полную стабильность силы трения, независимо от рассеивания коэффициента трения. Исследование показало, что стабильность силы трения АФК может быть достигнута за счет изменения значения КУ в зависимости от коэффициента трения.

Цель исследования: Разработка и анализ способа повышения стабильности вращающего момента АФМ первого поколения.

Задачи исследования: 1. Постановка и анализ условия срабатывания АФМ. 2. Исследование надежности работы АФМ при передаче нагрузки, близкой номинальной.

2. Основное содержание и результаты работы

Поскольку в работе [5] АФК рассматривался как составная часть соответствующей АФМ, можно использовать аналитические зависимости для решения задачи по определению уровня стабильности вращающего момента муфты, принципиальная схема которой показана на рис. 1.

Установленные соосно одна относительно другой полумуфты 1 и 2 связаны между собой пакетом фрикционных дисков 3 и 4. Слева (по рис. 1, 2) пакет дисков 3 и 4 опирается через упорный подшипник на диск 5 полумуфты 1, т. е. муфта выполнена по схеме «все пары трения ведущие». Диски 3 связаны со ступицей нажимного диска 6, который установлен свободно на ступице полумуфты 1.

На правом торце опорного стакана 7 и на обращенном к нему торце втулки 8 выполнены гнезда, боковые рабочие поверхности которых профилированы кривыми линиями (рис. 1, б). Втулка 8 связана со ступицей полумуфты 1 при помощи направляющей шпонки 9 и поджата к нажимному диску 6 центральной пружиной 10.

Стакан 7 жестко зафиксирован от осевого перемещения на ступице полумуфты 1 и лишен кинематической связи с нею в окружном направлении при помощи шпонки 11.

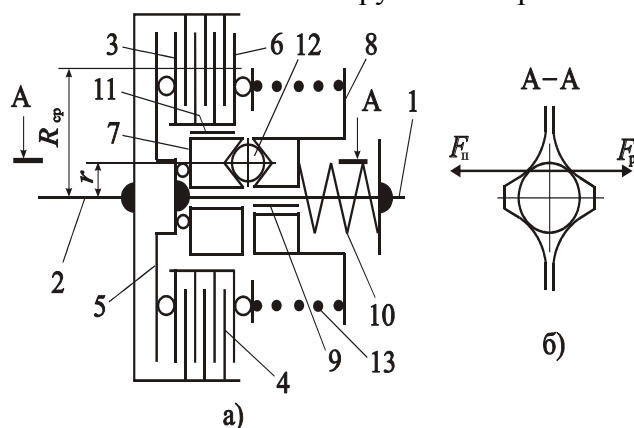


Рисунок 1. Принципиальная схема АФМ первого поколения с косвенным регулированием.

В гнездах размещены тела качения 12, которые вместе с нажимным диском 6 и втулкой 7 образуют управляющее устройство (УУ).

Силовое замыкание пар трения осуществляется центральной пружиной 13, кото-

рая слева (рис. 1, а) опирается через упорный подшипник на нажимной диск 6, а справа – на торец втулки 8.

Осевое положение тел качения 12 в гнездах зависит от вращающего момента, действующего на нажимной диск 6, т. е. от вращающего момента муфты. Соответственно этому изменяется и осевая деформация пружин 10 и 13, благодаря чему осуществляется автоматическое регулирование силы нажатия пар трения, значение которой связано с текущим коэффициентом трения.

Для выполнения условия нечувствительности муфты к изменениям коэффициента трения сила натяжения пружины 13 должна изменяться по определенному закону в соответствии с текущим значением коэффициента трения. Установление закономерности изменения данной силы основывается на следующих рассуждениях.

Для эффективного использования пружины 13 номинальный вращающий момент АФМ должно определяться при максимальном значении коэффициента трения f_{\max} .

Рассматривая данный случай, запишем:

$$T_n = zF_n R_{cp} f_{\max}, \quad (1)$$

где z – число пар поверхностей трения фрикционной группы муфты; F_n – сила натяжения пружины 13, соответствующая крайнему правому осевому положению втулки 8; R_{cp} – средний радиус поверхностей трения.

Очевидно, что при достижении полной стабильности вращающего момента муфты выполняется условие $T_i = \text{const}$ (где T_i – любое текущее значение вращающего момента при произвольном значении коэффициента трения f_i).

Вращающий момент T_i вычисляется по следующей формуле:

$$T_i = zF_n(f_i) R_{cp} f_i, \quad (2)$$

где $F_n(f_i)$ – сила натяжения пружины 13, соответствующая коэффициенту трения f_i .

По условию задачи должно выполняться равенство $T_n = T_i$, поэтому, приравнявая друг другу правые части равенств (1) и (2), находим:

$$F_{ni} = F_n \frac{f_{\max}}{f_i}. \quad (3)$$

Из соотношения (3) следует, что при $f_i = f_{\max}$ выполняется равенство $F_{ni} = F_n$. Таким образом, для достижения полной стабилизации вращающего момента муфты сила пружины 13 должна изменяться обратно пропорционально коэффициенту трения.

Запишем уравнение осевого равновесия втулки 8 для ее произвольного осевого положения. В процессе работы муфты на втулку 8 действуют следующие силы:

– сила F_{ni} натяжения пружины 13; – сила F_{ni} натяжения пружины 10; – осевая реакция F_{pi} со стороны тел качения 12 (распорная сила); – сила трения F_{tp} , действующая между втулкой 8 и направляющей шпонкой 9.

В соответствии с этим упомянутое уравнение имеет следующий вид:

$$F_{ni} + F_{pi} - F_{ni} - F_{tp} = 0. \quad (4)$$

Значение распорной силы F_{pi} определяется по формуле:

$$F_{pi} = \frac{T_n}{r} \operatorname{tg} \alpha_i, \quad (5)$$

где α_i – угол между касательной в точке контакта тела качения 2 с боковой стенкой

гнезда и осью тела качения, параллельной оси вращения муфты (рис. 1, б); r – радиус окружности, на которой расположены тела качения 12.

Формула (5) определяет текущую распорную силу, при котором вращающий момент АФМ, согласно поставленному условию, равен T_n . В этом случае каждому положению тела качения 12 в гнезде соответствует текущий угол α_i .

Сила трения $F_{тр}$ равна:

$$F_{тр} = \frac{2T_n}{d} f_1, \tag{6}$$

где f_1 – коэффициент трения в соединении между втулкой 8 и направляющей шпонкой 9 ($f_1 = \text{const}$); d – диаметр ступицы полумуфты 1 в месте посадки на нее втулки 8.

С помощью формулы (4) можно определить максимальное значение КУ. Представим формулу (5) в следующем виде:

$$F_{pi} = \frac{T_n C_i}{R_{cp}}, \tag{7}$$

где C_i – текущее значение КУ, вычисляемое по формуле $C_i = R_{cp} \text{tg}\alpha_i / r$.

Согласно принципиальной схеме муфты и принципу действия УУ минимальное значение КУ соответствует крайнему левому положению втулки 8. В этом положении сила натяжения пружины 13, согласно соотношению (3), равна:

$$F_{n.\text{max}} = F_n \frac{f_{\text{max}}}{f_{\text{min}}}, \tag{8}$$

при минимальном значении коэффициента

трения f_{min} .

Обозначим для данного положения втулки 8 силу натяжения пружины 10 через F_{n1} . Очевидно, что это наименьшая сила из всех возможных значений F_{n1i} .

Силу $F_{n.\text{max}}$ можно представить следующим соотношением:

$$F_{n.\text{max}} = F_n + c_1 x_{\text{max}}, \tag{9}$$

где c_1 – осевая жесткость пружины 13; x_{max} – максимальная осадка пружины 13 в процессе автоматического регулирования.

Значение осадки x_{max} равно полному осевому перемещению втулки 8 или проекции линии, соединяющей точки контакта тела качения 12 с боковой стенкой гнезда в начальном и конечном положениях, на ось x (рис. 2).

Приравняв друг другу правые части соотношений (8) и (9), находим:

$$x_{\text{max}} = \frac{F_n (f_{\text{max}} / f_{\text{min}} - 1)}{c_1}. \tag{10}$$

Для повышения чувствительности муфты к изменениям коэффициента трения следует принять $F_{n.\text{max}} = F_{n1}$, тогда минимальное значение КУ (при значении $f_i = f_{\text{min}}$) можно определить на основе уравнения (4).

Учитывая формулы (6) и (7), получаем:

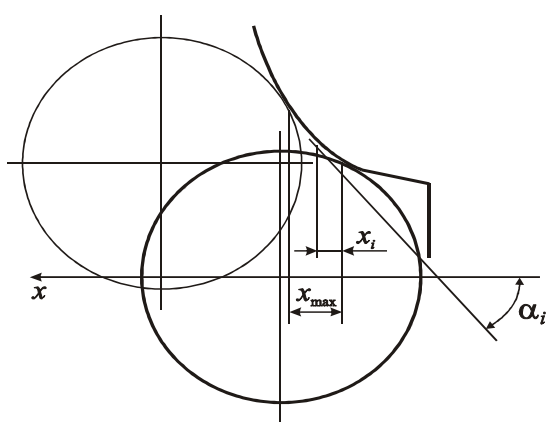


Рисунок 2. Схема контакта тела качения с боковой стенкой гнезда.

$$C_{\min} = \frac{2R_{\text{cp}}}{d} f_1. \quad (11)$$

Максимальное значение КУ соответствует крайнему правому положению втулки 8. В данном случае сила натяжения пружины 13 равна $F_{\text{п}}$, а пружины 10

$$F_{\text{п1.max}} = F_{\text{п1}} + c_2 x_{\text{max}}, \quad (12)$$

где c_2 – осевая жесткость пружины 10.

Подставляя правые части соотношений (6), (7) и (12) в уравнение (4) и учитывая при этом формулу (10), получаем при $C_i = C_{\text{max}}$:

$$C_{\text{max}} = \frac{F_{\text{п1}}}{zF_{\text{п}}f_{\text{max}}} + \frac{c_2}{zc_1f_{\text{max}}} \left(\frac{f_{\text{max}}}{f_{\text{min}}} - 1 \right) + \frac{2R_{\text{cp}}}{d} f_1 - \frac{1}{zf_{\text{max}}}. \quad (13)$$

В соответствии с формулами (1) и (13) определим предельные значения углов давления тел качения 12. Силу натяжения $F_{\text{п1}}$ пружины 10 находим на основе равенства

$$F_{\text{п1}} = F_{\text{п}} + c_1 x_{\text{max}},$$

и формулы (10). Имеем:

$$F_{\text{п1}} = F_{\text{п}} \frac{f_{\text{max}}}{f_{\text{min}}}.$$

Закономерность изменения значения КУ в интервале между его значениями C_{\min} и C_{max} можно определить, используя уравнение (4). Очевидно, что в данном случае аргументом будет текущий коэффициент трения f_i .

Полагая, что отсчет величины осадки пружины 13 производится от крайнего правого положения втулки 8, которому соответствуют значение КУ C_{max} и сила натяжения $F_{\text{п}}$ пружины 13, значение текущей силы $F_{\text{пi}}$ подчиняется следующей зависимости:

$$F_{\text{пi}} = F_{\text{п}} + c_1 x_i, \quad (14)$$

где x_i – текущая координата осевого перемещения втулки 8 (рис. 2).

При перемещении втулки 8 в указанном направлении значение текущей силы натяжения $F_{\text{п1i}}$ пружины 10 изменяется по соотношению:

$$F_{\text{п1i}} = F_{\text{п1}} + c_2 (x_{\text{max}} - x_i). \quad (15)$$

Подстановка правых частей равенств (14) и (15) в уравнение (4) не позволяет определить искомую закономерность, так как параметр x_i функционально зависит от коэффициента трения f_i . Для определения данной зависимости воспользуемся соотношениями (3) и (9), заменяя в последнем из которых $F_{\text{п.max}}$ на $F_{\text{пi}}$, а x_{max} – на x_i .

Из упомянутых соотношений получаем:

$$x_i = \frac{F_{\text{п}}}{c_1} \left(\frac{f_{\text{max}}}{f_i} - 1 \right). \quad (16)$$

Подставляя правую часть формулы (16) в соотношение (15) и используя полученный результат, наряду с формулами (3), (6) и (7) в уравнении (4), находим:

$$C_i = \frac{F_{\text{п1}}}{zF_{\text{п}}f_{\text{max}}} + \frac{c_2}{zc_1} \left(\frac{1}{f_{\text{min}}} - \frac{1}{f_i} \right) + \frac{2R_{\text{cp}}}{d} f_1 - \frac{1}{zf_i}.$$

С учетом полученного выше соотношения, связывающего между собой силы $F_{\text{п}}$

и $F_{н1}$, последнее выражение запишем в следующем виде:

$$C_i = \frac{1}{z} \left(\frac{1}{f_{\min}} - \frac{1}{f_i} \right) \left(1 + \frac{c_2}{c_1} \right) + \frac{2R_{cp}}{d} f_1. \quad (17)$$

Нетрудно убедиться в том, что при последовательной замене в формулу (17) параметра f_i параметрами f_{\min} и f_{\max} приходим к соотношениям (11) и (13).

Если в процессе эксплуатации АФМ увеличивается коэффициента трения от значения, меньшего f_{\max} , это увеличение должно компенсироваться уменьшением силы пружины 13. Для этого втулка 8 должна переместиться вправо (рис. 1), что превращает уравнение (4) в неравенство с левой частью, большей, чем правая часть.

В данном случае изменится соотношение сил натяжения пружин 10 и 13, а данное изменение должно быть компенсировано увеличением распорной силы УУ.

Для определения дополнительной внешней (по отношению к муфте) нагрузки, действующей в переходные периоды, необходимо установить функциональную зависимость значения КУ от осевого перемещения x_i втулки 8. В данном случае переходными будем считать периоды, в течение времени которых происходит изменение значения распорной силы УУ и связанных с этим перемещений втулки 8.

Поскольку выше найдена зависимость $C_i(f_i)$ (см. формулу (17)), прежде всего, определим вид функции $f_i(x_i)$. Учитывая, что речь в данном случае идет о перемещении втулки 8 вправо (по рис. 2) при увеличении коэффициента трения, осевое перемещение втулки можно выразить следующей функцией:

$$x_i' = x_{\max} - x_i,$$

где x_i' – упомянуто осевое перемещение втулки 8.

В последней формуле значение перемещения x_i определяется по формуле (16), поэтому, с учетом соотношения (10), данную формулу запишем в виде:

$$x_i' = \frac{F_n f_{\max}}{c_1} \left(\frac{1}{f_{\min}} - \frac{1}{f_i} \right).$$

Из последней формулы находим:

$$f_i = \frac{1}{1/f_{\min} - c_1 x_i' / (F_n f_{\max})}. \quad (18)$$

Подставляя правую часть формулы (18) в равенство (17), получаем:

$$C_i = \frac{c_1 x_i'}{z F_n f_{\max}} \left(1 + \frac{c_2}{c_1} \right) + \frac{2R_{cp}}{d} f_1. \quad (19)$$

Если произойдет случайное увеличение коэффициента трения, то при перегрузке муфта не сможет работать при вращающем моменте T_n , поскольку значение распорной силы будет меньше требуемого. Для этого необходимо переместить втулку 8 для того чтобы при перекачивании тел качения 12 по стенкам гнезд угол давления достиг необходимой величины, соответствующей значению C_{i+1} при значении коэффициента трения f_{i+1} .

Следовательно, в данном случае должна быть приложена дополнительная внешняя нагрузка для перехода системы в другое состояние, в котором значение КУ соответствует новому значению коэффициента трения f_{i+1} .

Таким образом, задачей дальнейшего исследования является определение значения упомянутой дополнительной нагрузки.

При перемещении вправо (по рис. 1) втулки 8 под действием дополнительной нагрузки увеличивается КУ вследствие увеличения угла давления α_i (см. рис. 2), что, соответственно, приводит к росту распорной силы F_{pi} не только вследствие действия дополнительной нагрузки, но и, главным образом, за счет увеличения КУ.

Одновременно уменьшается сила натяжения пружины 13 и увеличивается сила сопротивления пружины 10. Сила трения $F_{тр}$ зависит только от значения приложенной к муфте дополнительной нагрузки. Следовательно, условием срабатывания муфты при вращающем моменте T_n является, по меньшей мере, компенсация увеличения силы сопротивления перемещению втулки 8 за счет соответствующего роста распорной силы.

Если принять, что суммарная внешняя нагрузка состоит из двух частей – $T_n + \Delta T_i$ (где ΔT_i – переменная часть внешней нагрузки), то вращающий момент ΔT_i в начале перемещения втулки 8 увеличивается, а затем, при приближении точки контакта тела качения 12 и боковой стенки гнезда к координате x_{i+1} , определяемой значением коэффициента трения f_{i+1} , – уменьшаться, и в указанной точке обратится в нуль.

Значения сил натяжения пружин 10 и 13 при перемещении вправо втулки 8 изменяются, в зависимости текущего перемещения x_i , по следующим закономерностям:

$$\begin{aligned} F_{ni} &= F_{n1} + c_2 x_i', \\ F_{ni} &= F_n \frac{f_{\max}}{f_{\min}} - c_1 x_i'. \end{aligned} \quad (20)$$

Используя соотношения (6), (7), (19) и (20) в уравнении (4) (последнее в форме неравенства, когда левая часть больше правой части), находим (при замене параметра T_n на $T_n + \Delta T_i$):

$$\Delta T_i > 0.$$

Полученный результат означает, что при случайном увеличении коэффициента трения необходимо приложить лишь незначительную дополнительную внешнюю нагрузку ΔT_i для того чтобы элементы УУ муфты заняли взаимное относительное положение, при котором значение КУ (угол давления α_i) соответствовал бы новому значению коэффициента трения, согласно формуле (17).

При этом значение дополнительной нагрузки ΔT_i не зависит от текущей координаты перемещения x_i' . Это означает, что при линейном (в функции перемещения x_i') изменении суммарной силы натяжения пружин 10 и 13, а также распорной силы УУ (см. формулу (19)) в каждой точке перемещения втулки 8 распорная сила уравновешена указанной суммарной силой и силой трения $F_{тр}$.

В связи с этим вращающий момент ΔT_i является тем силовым импульсом, который необходим и достаточен для осуществления указанного перемещения втулки 8.

Сформулированный вывод указывает на то, что при принятом соотношении сил натяжения пружин 10 и 13 в крайнем левом положении втулки 8 муфта будет работать неустойчиво в области вращающих моментов, близких к его номинальному значению.

Неустойчивость работы муфты заключается в том, что при вращающих моментах, близких к моменту T_n , действие небольшого дополнительного импульса ΔT_i может привести к перемещению втулки 8 и к изменению значения КУ, что, в свою очередь,

вызовет немотивированное срабатывание муфты.

При буксовании муфты произойдет уменьшение коэффициента трения и, как следствие, момента сил трения, что приведет к соответствующему уменьшению распорной силы и к нарушению осевого равновесия втулки 8.

Перемещение втулки 8 влево (по рис. 1) под действием пружины 10 ведет к уменьшению угла α_i (рис. 2) и КУ. При этом увеличивается сила натяжения пружины 13 и момент сил трения фрикционной группы и прекращается буксование муфты, что приводит к росту распорной силы УУ, следующему за этим снижению момента сил трения и к буксованию муфты как результат прогрессирующего увеличения распорной силы.

Следовательно, при указанном выше условии неустойчивая работа муфты заключается в периодических немотивированных срабатываниях, сопровождающихся осциллирующим движением втулки 8.

Надежность работы муфты может быть повышена за счет уменьшения значения КУ по сравнению со значением, рассчитываемым по формуле (17). В этом случае при передаче номинального вращающего момента T_H тела качения 12 будут занимать в гнездах положение, при котором значение угла давления меньше расчетного.

Для достижения расчетного угла давления, при котором муфта передает вращающий момент T_H , необходимо приложить некоторый дополнительный вращающий момент. Этот принцип положен в основу исключения немотивированных срабатываний муфты при неизбежных в процессе эксплуатации незначительных колебаниях внешней нагрузки, сопровождающих ход технологического процесса машины.

Полагая, что новое значение КУ равно:

$$C'_i = kC_i,$$

где k – коэффициент, $k < 1$, подставим данное представление в уравнение (4), с учетом формулы (17), и, используя формулы (6), (7) и (20), получим:

$$T_i = \frac{(c_1 + c_2)(1/f_{\min} - 1/f_i)T_H}{(c_1 + c_2)(1/f_{\min} - 1/f_i) - 2zR_{cp}c_1f_1(1-k)/d}. \quad (21)$$

Формула (21) показывает, что вращающий момент T_i больше, чем вращающий момент T_H (при $k < 1$), и зависит от значения коэффициента k , которое назначается исходя из анализа спектра нагрузок, возникающих при нормальном ходе технологического процесса машины. Из указанного спектра выбирается максимальное положительное отклонение нагрузки ΔT_{\max} от значения вращающего момента T_H .

Функция (21) по аргументу f_i убывающая, поэтому значение коэффициента k должно назначаться с учетом максимального значения коэффициента трения f_{\max} . Представляя текущий вращающий момент в виде

$$T_i = T_H + \Delta T_{\max},$$

получаем на основе формулы (21):

$$k = \frac{[(c_1 + c_2)(1/f_{\min} - 1/f_i) + 2zR_{cp}c_1f_1(1-k)/d]T_H + 2zR_{cp}c_1f_1(1-k)\Delta T_{\max}/d}{[(c_1 + c_2)(1/f_{\min} - 1/f_i) + 2zR_{cp}c_1f_1(1-k)/d](T_H + \Delta T_{\max})}. \quad (22)$$

В отличие от АФМ первого поколения с одноконтурной отрицательной обратной связью в рассматриваемом варианте муфты значение силы замыкания фрикционной группы регулируется автоматически, в зависимости от фактической нагрузки и значения коэффициента трения.

В АФМ первого поколения первоначальная сила натяжения замыкающей пружины

жины устанавливается при настройке муфты, вследствие чего возникает неизбежная в таких случаях погрешность вращающего момента [6, 7].

Указанная погрешность компенсируется назначением при расчете предохранительных муфт коэффициента запаса, значение которого обычно равно 1,25 [8]. Введением данного коэффициента компенсируются также колебания номинальной нагрузки машины, допускаемое нормальным ходом технологического процесса.

Максимальное значение циклической нагрузки в конкретном случае эксплуатации машины индивидуально. В соответствии с этим при настройке муфты по среднему значению нагрузки и пульсационном цикле нагружения значение перегрузки, ограничиваемой муфтой, равно ΔT_{\max} . Соответственно этому, коэффициент точности равен:

$$K_T = 1 + \frac{\Delta T_{\max}}{T_H} . \quad (23)$$

Отметим, что в данном случае речь идет о нагрузках, сопутствующих режиму работы при номинальном вращающем моменте машины, а не о спектре ее рабочих нагрузок, значения которых используются при расчетах деталей и узлов на прочность [9].

Произведем количественную оценку значения вращающего момента ΔT_{\max} , поскольку ранее она не дана. Будем основываться на известной характеристике объекта защиты – коэффициенте превышения номинальной нагрузки в машине $\gamma_{п.н}$ [8].

Коэффициент $\gamma_{п.н}$ определяет предельную допускаемую нагрузку в машине, и его значение устанавливается на основе известного из работы [8] соотношения:

$$\gamma_{п.н} = \beta_H v_{пр} + 1 ,$$

где β_H – коэффициент запаса сцепления; $v_{пр}$ – относительная величина поля срабатывания.

Для предохранительных дисковых фрикционных муфт с дисками из материала марки НСФ по стали $v_{пр} = 0,1$ [8], поэтому $\gamma_{п.н} = 1,125$ (при $\beta_H = 1,25$). Амплитудные значения номинального вращающего момента машины, равные $T_H + \Delta T_{\max}$, меньше, чем допускаемый вращающий момент, поэтому $\Delta T_{\max} < 0,125 T_H$.

По оценкам, приведенным в работе [7], систематические погрешности, возникающие при изготовлении и настройке муфт, составляют 5...8%. К ним относятся отклонение от расчетного значения среднего радиуса поверхностей трения вследствие погрешностей геометрической формы, погрешность силы пружины, неравномерность распределения давления на поверхностях трения многодисковых муфт.

Таким образом, положительные отклонения значений вращающего момента от его номинального значения составляют $\Delta T_{\max} = (0,045 \dots 0,075) T_H$. На основании этого, с учетом формулы (23), значение коэффициента точности принадлежит интервалу 1,045...1,075.

Данная точность срабатывания характерна для любой перегрузки, поскольку уже при действии перегрузки, равной ΔT_{\max} , значение КУ становится равным его расчетному значению, что обеспечивает срабатывание муфты при вращающем моменте T_H .

На основе известного значения вращающего момента ΔT_{\max} по формуле (22) можно определить значение коэффициента k для построения профиля стенок гнезд.

Сопоставление АФМ с отрицательной обратной связью и переменным значением КУ [10, 11, 12] и исследуемой АФМ показывает, что их коэффициенты точности соответственно равны: $K_T = 2,12$ (при $f_{i+1} / f_i = 5,2$) и $K_T = 1,075$ – максимальное значение коэффициента точности при любой величине отношения f_{i+1} / f_i .

По точности срабатывания АФМ с косвенным регулированием имеет преимущество перед АФМ с отрицательной обратной связью и переменным значением КУ.

Результаты исследования могут быть использованы при расчете и проектировании АФМ с косвенным регулированием, обеспечивающих наибольшую точность срабатывания. Кроме того, результаты исследования могут быть использованы в качестве промежуточного научного материала для проведения дальнейших исследований предохранительных устройств данного типа.

Заключение

Таким образом, выполненные исследования позволили реализовать следующее:

1. Показано, что теоретически для срабатывания АФМ с косвенным регулированием и переменным значением КУ при увеличении коэффициента трения требуется лишь незначительная дополнительная внешняя нагрузка, пренебрежимо малая по сравнению с номинальным вращающим моментом в приводе машины.

2. Установлено, что для обеспечения высокой надежности работы АФМ при передаче нагрузки, близкой по значению номинальной нагрузке, необходима корректировка текущего значения КУ в сторону уменьшения относительно расчетного значения с целью компенсации колебаний номинального вращающего момента. При указанном условии точность срабатывания АФМ близка к точности срабатывания «идеальной» АФМ.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Шишкарёв, М.П. Выбор формы нагрузочной характеристики первого конструктивного варианта адаптивной фрикционной муфты с отдельным силовым замыканием / Шишкарёв М.П., Луцкич А.А. // Материалы междунар. науч.-практ. конф. «Состояние и перспективы развития сельскохозяйственного машиностроения» 25-28 февраля 2014 г., Ростов н/Д, 2014. – С. 206–209.

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

3. Шишкарёв, М. П. Влияние точности срабатывания адаптивных фрикционных муфт на массу привода машины / М. П. Шишкарёв // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2008. – № 3. – С. 6-12.

4. Шишкарёв, М. П. Уровень перегрузки при срабатывании адаптивных фрикционных муфт / М. П. Шишкарёв // Вестник машиностроения. – 2006. – № 2. – С. 13-15.

5. А. с. 1055915 СССР, МПК³ F 16 D 7/02, F 16 D 13/04. Предохранительная фрикционная муфта / М. П. Шишкарёв (СССР). – № 3475963/25–27; заявл. 28.07.82; опубл. 23.11.83, Бюл. № 43. – 6 с.: ил.

6. Шишкарёв, М. П. Анализ переходного периода адаптивных фрикционных контактов в условиях положительного прироста коэффициента трения / М.П. Шишкарёв // Известия вузов. Машиностроение. – 2000. – № 3. – С. 14-17.

7. Шишкарёв, М. П. Функциональные связи между характеристиками предохранительных фрикционных муфт / М. П. Шишкарёв // Вестник машиностроения. – 2006. – № 5. – С. 8-10.

8. Шишкарёв, М.П. Точность срабатывания адаптивных фрикционных муфт 1-го поколения с дифференцированными парами трения (ч. 2) / М. П. Шишкарёв // Известия ОрелГТУ. – 2008. – № 3-2/271 (546). – С. 67-71.

9. Фокин, А. Е. Исследование адаптивной фрикционной муфты с дифференцированными парами трения / Фокин А. Е. . Гавриленко М. Д., Шишкарёв М. П. // Вестник ДГТУ. – 2011. – Т. 11. – № 1 (52). – С. 49-56.

10. Шишкарев, М.П. Модернизация адаптивной фрикционной муфты второго поколения / Шишкарев М.П., Чан Ван Дык // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2014. – № 10. – С. 40-46.

11. Шишкарев, М. П. Анализ способов настройки предохранительных фрикционных муфт / М.П. Шишкарев // Вестник машиностроения. – 2009. – № 8. – С. 29-32.

12. 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.

Поступила в редколлегию 15.05.2021 г.

СОДЕРЖАНИЕ

Белоцерковский М. А., Белявин К. Е., Сосновский И. А., Курилёнок А. А. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МЕТОДИКА ОПТИМИЗАЦИИ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧАЕМЫХ МЕТОДОМ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКИ	3
Брешев В. Е. РАЗРАБОТКА ШПИНДЕЛЕЙ НА РЕГУЛИРУЕМЫХ КОНИЧЕСКИХ АЭРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРАХ ДЛЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН.....	10
Витренко В. А., Черных В. В. ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НАКАТКИ И РАСКАТКИ ДЕТАЛЕЙ КОЛЕСНЫХ ПАР ТЕПЛОВЗОВ ЗА СЧЕТ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ НАКАТНОГО ИНСТРУМЕНТА.....	19
Гусев В. В., Молчанов А. Д., Моисеев Д. А. ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТЕХНИЧЕСКОЙ КЕРАМИКИ НА УДЕЛЬНЫЙ РАСХОД АЛМАЗА.....	26
Лахин А. М. ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ НА ОСНОВЕ НАНЕСЕНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНО-ОРИЕНТИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ.....	35
Мартюшова А. А. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИИ РЕЗЦОВ АЛМАЗНЫХ ДОЛОТ.....	42
Михайлов А. Н., Котляров В. Б., Котляров Б. С., Котляров С. Б. К ВОПРОСУ СИНТЕЗА ФУНКЦИОНАЛЬНО-ОРИЕНТИРОВАННЫХ СТРУКТУРНЫХ СХЕМ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛИНЕЙЧАТОГО КОНТАКТА ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ.....	48
Овчинников Е. В. НАНОКОМПОЗИЦИОННЫЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ЭИЛ ПОКРЫТИЯ.....	59
Петросян Г. Л., Давтян А. А. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОЦЕССОВ ВОЛОЧЕНИЯ СПЕЧЕННЫХ ОБРАЗЦОВ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ В КЛИНОВИДНЫХ МАТРИЦАХ РАЗЛИЧНЫХ НАКЛОНОВ КОМБИНИРОВАННЫМ МЕТОДОМ.....	69
Петряева И. А. МНОГОКРИТЕРИАЛЬНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ В УСЛОВИЯХ ПЕРЕМЕННОСТИ ДЕЙСТВУЮЩИХ ОГРАНИЧЕНИЙ	80
Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. РАБОТОСПОСОБНОСТЬ И ЭФФЕКТИВНОСТЬ УНИФИЦИРОВАННОГО	

ИНСТРУМЕНТА И РЕЗЦОВ С НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ СМЕННЫМИ ПЛАСТИНАМИ ПРИ РЕЗАНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ	86
Тотай А. В. ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ РЕСУРСА ПРЕЦИЗИОННЫХ ПАР ТРЕНИЯ	98
Фам В.Н., Петров В. А. ПОСТРОЕНИЕ КРИВЫХ ТЕКУЧЕСТИ СПЛАВА АМГ6 С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДА ПОСТАНОВКИ ОБРАТНОЙ ЗАДАЧИ	103
Шишкарёв М.П УРОВЕНЬ СТАБИЛЬНОСТИ ВРАЩАЮЩЕГО МОМЕНТА АДАПТИВНЫХ ФРИКЦИОННЫХ МУФТ С КОСВЕННЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ	109

ИМЕННОЙ УКАЗАТЕЛЬ

Абрамов В. В.	87
Белоцерковский М. А.	3
Белявин К.Е.	3
Брешев В. Е.	10
Витренко В. А.	19
Гусев В. В.	26
Давтян А. А.	69
Котляров Б. С.	48
Котляров В. Б.	48
Котляров С. Б.	48
Курилёнок А. А.	3
Лахин А. М.	35
Мартюшова А. А.	42
Михайлов А. Н.	48
Моисеев Д. А.	26
Молчанов А. Д.	26
Овчинников Е. В.	59
Петров В. А.	103
Петросян Г. Л.	69
Петряева И. А.	80
Ракунов А. Ю.	87
Ракунов Ю. П.	87
Сосновский И. А.	3
Тотай А. В	98
Фам В. Н.	103
Черных В. В.	19
Шишкарев М. П.	109

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 30 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.org>, а также размещен на сайте кафедры «Технология машиностроения» ДонНТУ, г. Донецк: <http://tm.donntu.org>
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, украинский 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.org 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, максимально 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 вверху 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.; 2021 (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.org 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.org (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.; 2016 (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. – 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 (75)' 2021

Главный редактор
д-р техн. наук, проф. А.Н. Михайлов
E-mail: tm@fimm.donntu.org
Технический редактор Л. Б. Ступакова

*Учредитель и издатель – ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ*

Адрес издателя: ДНР, 83001, г. Донецк, ул. Артема, 58, ГОУВПО «ДОННТУ»,
+38 (062) 337-17-33, 335-75-62

Адрес редакции: ДНР, 83001, г. Донецк, ул. Артема, 58, тел. +38 (071) 306-08-79,
+38 (062) 301-08-05.

E-mail: tm@fimm.donntu.org

Сайт: <http://ptsm.donntu.org>

Сборник (Е) зарегистрирован в Министерстве информации Донецкой Народной Республики.