

## Содержание

### Машиностроительные технологии и инструменты

**Редакционный совет:**  
Голенков В.А. д-р техн. наук,  
проф., председатель  
Радченко С.Ю. д-р техн. наук,  
проф., зам. председателя  
Борзенков М.И. канд. техн. наук, доц.,  
секретарь  
Астафичев П.А. д-р юрид. наук, проф.  
Иванова Т.Н. д-р техн. наук, проф.  
Киричек А.В. д-р техн. наук, проф.  
Колчунов В.И. д-р техн. наук, проф.  
Константинов И.С. д-р техн. наук, проф.  
Новиков А.Н. д-р техн. наук, проф.  
Полова Л.В. д-р экон. наук, проф.  
Степанов Ю.С. д-р техн. наук, проф.

**Редакция**  
Главный редактор  
Степанов Ю.С. д-р техн. наук,  
проф., заслуженный деятель науки  
Российской Федерации

**Заместители главного редактора:**  
Гордон В.А. д-р техн. наук, проф.  
Киричек А.В. д-р техн. наук, проф.  
Подмастерьев К.В. д-р техн. наук, проф.

**Члены редколлегии:**  
Бабичев А.П. д-р техн. наук, проф.  
Вдовин С.И. д-р техн. наук, проф.  
Дмитриев А.М. д-р техн. наук, проф.,  
член-кор. РАН  
Емельянов С.Г. д-р техн. наук, проф.  
Зубарев Ю.М. д-р техн. наук, проф.  
Зубчицкий В.Г. д-р физ.-мат. наук, проф.  
Иванов Б.Р. д-р техн. наук, проф.  
Колесников К.С. д-р техн. наук,  
проф., академик РАН  
Копылов Ю.Р. д-р техн. наук, проф.  
Корндорф С.Ф. д-р физ.-мат. наук, проф.  
Мялинин В.Г. д-р физ.-мат. наук, проф.  
Мулюкин О.П. д-р техн. наук, проф.  
Осадчий В.Я. д-р техн. наук, проф.  
Панин В.Е. д-р техн. наук, проф.,  
академик РАН  
Распопов В.Я. д-р техн. наук, проф.  
Смоленцев В.П. д-р техн. наук, проф.

**Ответственный за выпуск:**  
Морозова А.В. к.с.н.

**Адрес редакции**  
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29  
(4862) 41-98-48, 41-98-03, 55-55-24,  
43-48-90  
www.gu-unpk.ru  
E-mail: met\_lit@ostu.ru

Зарег. в Федеральной службе по  
надзору в сфере связи, информационных  
технологий и массовых коммуникаций.  
Свидетельство ПИ №  
ФС77-47351 от 03 ноября 2011 года

Подписной индекс 29504  
по объединенному каталогу «Пресса  
России»

© Госуниверситет – УНПК, 2011

<i>Амбросимов С.К., Вепренцев О.Ю., Косенков М.А., Большаков А.Н. Исследование параметров срезаемого слоя при винтовом фрезеровании со спиралевидной траекторией.....</i>	3
<i>Грязев В.М., Ямшиков А.С. Размещение цепи с нормированным контактом поверхностей.....</i>	12
<i>Дьяконов А.А., Кошин А.А. Практическая реализация теории технологической обрабатываемости материалов в процессах абразивной обработки.....</i>	18
<i>Н.В. Канатников, А.В. Хандожек, Г.А. Харламов Определение составляющих силы резания возникающей в процессе нарезания конического прямоугольного колеса инструментом с прямолинейными режущими кромками.....</i>	26
<i>Маликов А.А., Григорьев И.В., Ямшиков А.С. Принципы разработки позиций для механизированной пригонки.....</i>	34
<i>Савин Л.А., Просекова А.В. Технологические аспекты обеспечения требуемых характеристик подшипников жидкостного трения.....</i>	41
<i>Харламов Г.А., Тарапанов А.С., Брусев С.И. Теоретическое обоснование новых технологий лезвийной обработки инструментом со свободным изменением конфигурации режущих лезвий.....</i>	45
<i>Шоркин В.С., Овсянникова И.В., Тарапанов А.С., Деренговский А.Г. Аналитическое определение прочности режущего клина инструмента при обработке хрупких материалов.....</i>	55
<i>Хандожек А.В., Федоров В.П., Подмастерьев К.В., Горьков А.С., Прокофьев А.Н. Влияние технологических факторов на точность изготовления сферической поверхности пробок шаровых кранов на токарных станках с ЧПУ.....</i>	60
<i>Федосин О.Н., Степишина С.В., Прокофьев А.Н., Горленко О.А. Определение параметров режима обработки при обкатывании наружных цилиндрических поверхностей.....</i>	66

### Моделирование технологических процессов

<i>Гришин Ю.М., Козлов Н.П., Кулазин А.Ю. Теоретическое исследование процессов взаимодействия частиц природного кварца с потоком низкотемпературной электродуговой плазмы.....</i>	73
<i>Лебедев А.Р., Исаев А.Н. Применение статистических методов в оценке точности поверхностей, обработанных дорнованием.....</i>	82
<i>Марков А.В., Юленец Ю.П. Математическая модель высокочастотной сварки пластмасс в неоднородном электрическом поле.....</i>	90
<i>Мурзьев В.И., Фролов А.В., Башков О.В., Соколов Д.А., Мартынюк А.М. Применение эффектов бейнитоного предпревращения и преаррации для формирования оптимальной структуры сталей на низких масштабных уровнях и управления их механическими свойствами.....</i>	94

### Конструирование, расчеты и материалы

<i>Буйновос А.П., Тихонов В.А. Методика прогнозирования ресурса бандажей колесных пар локомотивов....</i>	102
<i>Ивахнюк Г.К., Давыдов Е.И., Лямаев Б.Ф. Устройство и математическая модель вертикального ошт-стойника со спирально-навитой насадкой для очистки сточных вод.....</i>	111
<i>Исаев А.Н., Лебедев А.Р., Федоренко А.А. Особенности деформирования трубчатых заготовок дорнованием и редуцированием.....</i>	116
<i>Шимарев М.П., Гавриленко М.Д. Определение величины коэффициента усиления адаптивных фрикционных муфт с положительной обратной связью.....</i>	123

### Испытание, контроль, диагностика и управление качеством

<i>Золотухина Н.П., Ивахнюк А.Г., Прокофьев А.Н. Оценка качества работ по метрологическому обеспечению в системе менеджмента качества приборостроительного предприятия.....</i>	128
---	-----

### Машины, аппараты, технологии легкой и пищевой промышленности

<i>Абрамов А.В., Родичева М.В. Анализ кривых кинетики и термограмм сушки влажных материалов для одежды.....</i>	134
<i>Луцица Г.Д., Черепенько А.А., Черепенько А.П. Экспериментальные исследования процесса пропаривания полуфабриката при внутрипроцессной влажно-тепловой обработке.....</i>	140

**Editorial council:**  
Golenkov V.A. Doc. Sc. Tech., Prof.,  
president  
Radchenko S.Y. Doc. Sc. Tech., Prof.,  
vice-president  
Borzenkov M.I. Candidat Sc. Tech.,  
Assistant Prof., secretary  
Astafichev P.A. Doc. Sc. Low., Prof.  
Ivanova T.I. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Kirichek A.V. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Kolchunov V.I. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Konstantinov I.S. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Novikov A.N. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Popova L.V. Doc. Sc. Ec., Prof.  
Stepanov Y.S. Doc. Sc. Tech., Prof.

**Editorial Committee**  
Editor-in-chief  
Stepanov Y.S. Doc. Sc. Tech., Prof.,  
honored worker of science of Russian  
Federation

**Editor-in-chief Assistants**  
Gordon V.A. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Kirichek A.V. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Podmasteryev K.V. Doc. Sc. Tech.,  
Prof.

**Member of editorial board**  
Babichev A.P. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Vdovin S.I. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Dmitriev A.M. Doc. Sc. Tech., Prof.,  
Corresponding Member of RAS  
Emelyanov S.G. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Zubarev Y.M. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Subchaninov V.G. Doc. Sc. Ph.-Math, Prof.  
Ivanov B.R. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Kolesnikov K.S. Doc. Sc. Tech.,  
Prof., Academician of RAS  
Kopylov Y.R. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Korndorf S.F. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Malinin V.G. Doc. Sc. Ph.-Math, Prof.  
Mulyukin O.P. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Osadchy V.Ya. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Panin V.E. Doc. Sc. Tech., Prof.,  
Academician of RAS  
Raspopov V.Ya. Doc. Sc. Tech., Prof.  
Smolenzhev V.P. Doc. Sc. Tech., Prof.

**Responsible for edition:**  
Morozova A.V. Can. Sc. Soc.

**Address**  
302020 Orel,  
Naugorskoye Chosse, 29  
(4862) 41-98-48, 41-98-03, 55-55-24,  
43-48-90  
www.gu-unpk.ru  
E-mail: met\_lit@ostu.ru

Journal is registered in Federal Agency  
of supervision in sphere of communica-  
tion, information technology and mass  
communications. The certificate of  
registration PI № FS77-47351 from  
03.11.2011

Index on the catalogue of the «Prestia  
Rossii» 29504

© State University ESPC, 2011

Journal is included into the list of the Higher Examination Board for publishing the results of theses for competition the academic degrees.

## Contents

### Machine building technology and toolware

S.K. Ambrosimov, O.Yu. Veprentsev, M.A. Kasenkov, A.N. Bol'shakov Research of parameters cut off of the layer at screw milling with the helicoid trajectory.....	3
Grjazev V.M., Yamnikov A.S. Dimensional chains with normalized surface contact.....	12
Dyakonov A.A., Koshin A.A. Practical realization of the materials technological workability theory in abrasive processing processes.....	18
N.V. Kanatnikov, A.V. Handojko, Harlamov G.A. Definition of the cutting force components which arise during cutting straight bevel gear which straight cutting edge tool.....	26
Malikov A.A., Grigorov Y.W., Yamnikov A.S. Principles of working out of positions for the mechanized adjustment.....	34
Savin L.A., Prosekova A.V. Technological aspects of guaranteeing of required performance of bearing fluid friction.....	41
Kharlamov G.A., Tarapanov A.S., Brusov S.I. Theoretical substantiation of new machining technologies by the tool with free change of the configuration of cutting edges.....	45
Shorkin V.S., Ovsianikova I.V., Tarapanov A.S., Derengovskiy A. G. Analytical determination of strength of the cutting edge tool in processing fragile materials.....	55
Handojko A.V., Fedorov V.P., Gorkov A.S. The influence of technological factors on the accuracy of manufacturing of a spherical surface of balls of ball valves.....	60
Fedonin O.N., Steposhina S.V., Prokofjev A.N., Gorlenko O.A. Determination of parameters of treatment regime under external cylindrical surfaces obkutyvani.....	66

### Process modeling

Grishin Y.M., Kozlov N.P., Kulagin A.Y. Theoretical study of the interaction processes of natural quartz particles with the low-temperature arc plasma flow.....	73
Lebedev A.R., Isaev A.N. Statistical methods in estimation of exactness of surfaces, treated by burnishing.....	82
Markov A.V., Yulnets Yu. P. Mathematical model of welding process of plastics in non homogeneous high frequency electric field.....	90
Muravyev V.I., Frolov A.V., Bashkov O.V., Sokolov D.A., Martinuk A.M. Application the bainite transformation and pretransformation phenomenons for forming the low-level optimum steel defect structure and steel mechanical properties control.....	94

### Construction, calculation, material

Buinovos A.P., Tikhonov V.A. Method of predicting resource for bandages of locomotive wheelsets.....	102
IvaKhinuk G.K., Davydov E.I., Lyamaev B.F. The device and mathematical model of the vertical sediment bowl with the spirally-wound nozzle for wastewater treatment.....	111
Isaev A.N., Lebedev A.R., Fedorenko A.A. Features of straining of tubular blank parts by mandreling and reduction.....	116
Shishkarev M.P., Gavrilenko M.D. Definition of magnitude of coefficient of amplification of adaptive friction couplings with the positive feedback.....	123

### Tests, control, diagnostics and quality control

Zolotuhina N.P., Ivahnenko A.G., Prokofjev A.N. Metrological maintenance works quality estimation in a system of instrument-making enterprise quality management.....	128
---	-----

### Machine, apparatus, technology light and food industry

Abramov A.V., Rodicheva M.V. The analysis of the curves of kinetics and XRD drying of damp materials for clothes.....	134
Guschina G.D., Cherepenko A.A., Cherepenko A.P. Experimental researches of process of the steaming of the semi-finished product at intraprocess damp-thermal processing.....	140

УДК 621.914

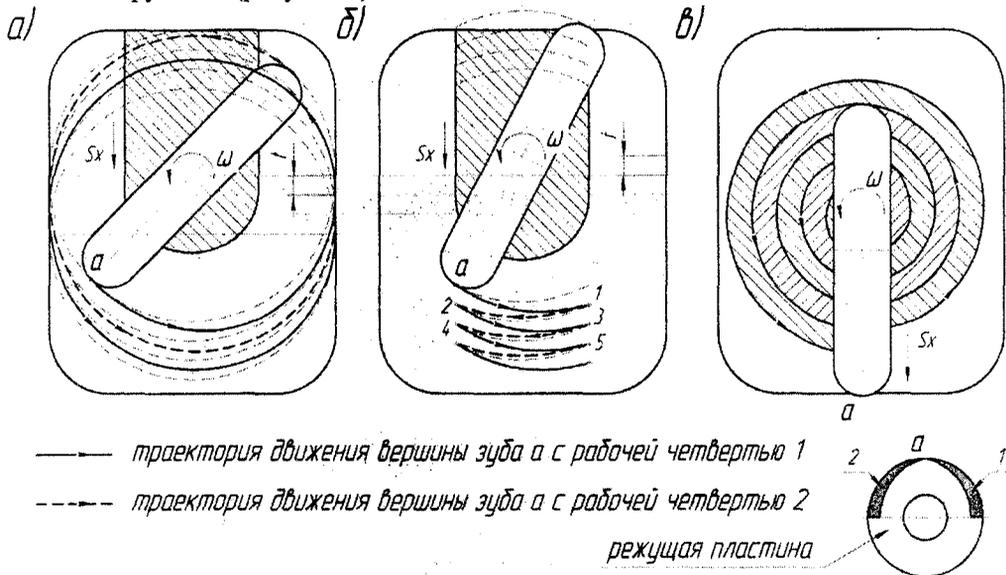
С.К. АМБРОСИМОВ, О.Ю. ВЕПРЕНЦЕВ, М.А. КОСЕНКОВ, А.Н. БОЛЬШАКОВ

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ ПРИ ВИНТОВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ СО СПИРАЛЕВИДНОЙ ТРАЕКТОРИЕЙ

*В статье рассматривается модель формирования срезаемого слоя с использованием алгебро-логического аппарата R-функций. Исследуются параметры срезаемых слоев при винтовом фрезеровании со спиралевидной траекторией.*

**Ключевые слова:** срезаемый слой, фрезерование, спиралевидная траектория, R-функции.

Исследуемый метод представляет собой способ формообразования с согласованным вращательным  $\omega$  и поступательным  $S_x, S_y$  движениями подачи. Анализируя возможные схемы осуществления метода, его можно разделить на три разновидности по виду траектории движения инструмента (рисунок 1).



**Рисунок 1 - Виды траекторий движения фрезы при фрезеровании с одновременным вращательным и поступательным движениями подачи:** а) с односторонним вращательным движением и поступательным, направленным перпендикулярно плоскости вращательного движения подачи; б) с реверсивным возвратно-вращательным движением подачи и поступательным, параллельным плоскости вращения; в) со спиралевидным, т.е. односторонним вращательным движением и поступательным, направленным параллельно плоскости вращательного движения подачи

При движении инструмента с постоянным по направлению вращением  $\omega$  (рисунок 1, а) режущая пластина описывает множество спиралевидных траекторий сходящихся по сторонам ширины канавки, при этом за каждый полный оборот главного вращательного движения фрезы ( $2\pi$ ) срезание слоя металла меняется с одной стороны пластины на другую, поэтому каждая пластина за один оборот испытывает разностороннее встречно-попутное фрезерование. При реверсировании подачи условия работы с обеих сторон пластины по интенсивности нагрузки уравниваются. Для обработки узких глубоких канавок одностороннее вращение фрезы невозможно, т. к. произойдет зарезание чистовой поверхности

детали, поэтому необходимо реверсирование вращательного движения подачи  $S_\omega$  (рисунок 1, б), при этом обе стороны пластины работают либо с попутным, либо со встречным фрезерованием. При спиралевидной траектории (рисунок 1, в), в общем случае, ось вращения стола станка не совпадает с осью инструмента, за счет этого при одновременных вращательном и поступательном движениях подачи обеспечивается траектория в виде архимедовой спирали с шагом, равным глубине фрезерования, при этом каждая режущая пластина работает только одной четвертью.

Для вышеописанных схем фрезерования, не зависимо от траектории движения, общим является характер изменения формы срезаемого слоя, их различие только в начальной глубине врезания зуба фрезы: с изменяющейся глубиной резания (рисунок 1а, б) и с постоянной глубиной резания (рисунок 1, в).

Форма элемента срезаемого слоя для данного метода определяется положением двух соседних зубьев в плоскости резания при повороте фрезы на угол  $\omega_3$  (рисунок 2).

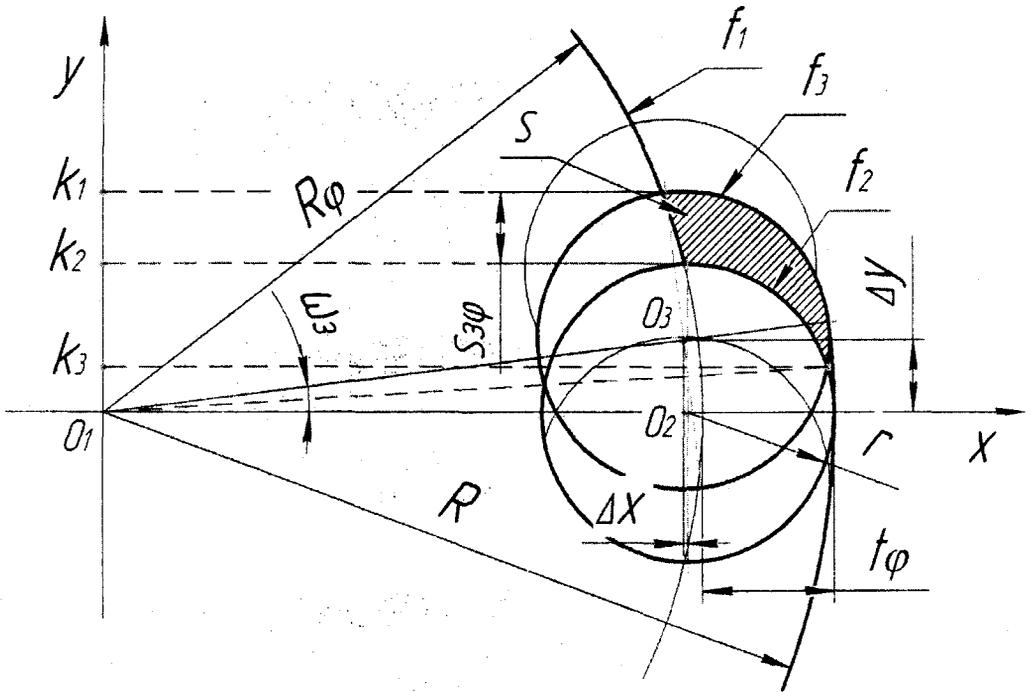


Рисунок 2 - Форма срезаемого слоя

Как видно из рисунка 2, площадь элемента срезаемого слоя металла находится в области, ограниченной тремя функциями окружностей  $f_1, f_2, f_3$ .

$$\begin{cases} f_1 : x^2 + y^2 = R_\phi^2, \\ f_2 : (x - (R - r))^2 + y^2 = r^2, \\ f_3 : (x - (R - r - \Delta x))^2 + (y - \Delta y)^2 = r^2, \end{cases} \quad (1)$$

где  $R$  – радиус фрезы;

$r$  – радиус режущей пластины;

$\Delta x, \Delta y$  – смещение по осям  $x$  и  $y$  соответственно за счет поворота фрезы на один зуб;

$R_\phi$  – радиус окружности обработанной поверхности в плоскости резания под углом  $\phi$  (рисунок 3).

В зависимости от положения плоскости резания при обработке, изменяется глубина фрезерования и форма срезаемого слоя, поэтому для нахождения  $R_\varphi$  используется система уравнений:

$$\begin{cases} f_1: x^2 + z^2 = R^2, \\ f_2: (x+t)^2 + z^2 = R^2, \\ f_3: z = -tg\varphi \cdot x, \end{cases} \quad (2)$$

где  $R$  – радиус фрезы;

$tg\varphi$  – тангенс угла наклона плоскости резания;

$t$  – разность двух соседних положений фрезы при обработке очередного припуска металла.

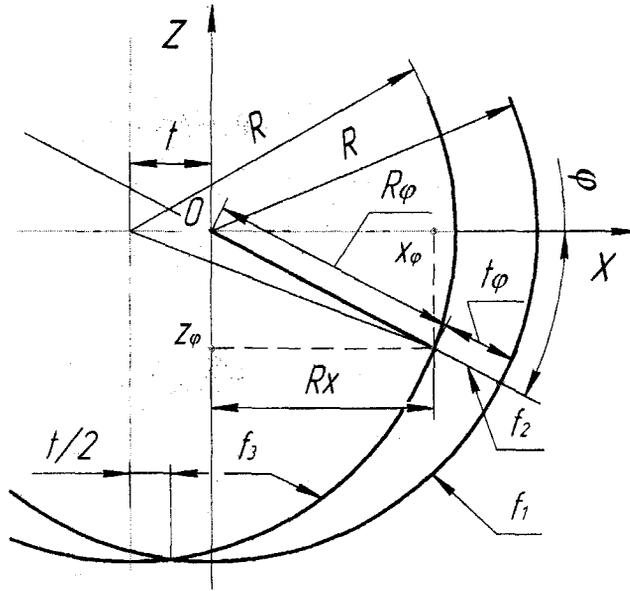


Рисунок 3 - Изменение глубины срезаемого слоя  $t_\varphi$  в зависимости от угла плоскости резания  $\varphi$

Для определения  $R_\varphi$  находят точки пересечения окружности  $f_2$  и прямой  $f_3$ , при этом интерес представляет только одна точка пересечения с меньшим значением.

$$(1 + tg^2\varphi) \cdot x^2 + 2t \cdot x + (t^2 - R^2) = 0, \quad (3)$$

$R_\varphi$  определяется решением уравнения второй степени (3):

$$D = 4t^2 - 4(t^2 - R^2) / \cos^2\varphi, \quad (4)$$

$$\begin{aligned} x_\varphi &= \frac{-t + \sqrt{\frac{t^2 \cdot \cos^2\varphi}{\cos^2\varphi} - \frac{(t^2 - R^2)}{\cos^2\varphi}}}{1 / \cos^2\varphi} = \cos\varphi \left( \sqrt{t^2 \cdot \cos^2\varphi - t^2 + R^2} - t \cdot \cos\varphi \right) = \\ &= \cos\varphi \left( \sqrt{R^2 - t^2 \cdot \sin^2\varphi} - t \cdot \cos\varphi \right), \end{aligned} \quad (5)$$

$$z_\varphi = \sin\varphi \left( \sqrt{R^2 - t^2 \cdot \sin^2\varphi} - t \cdot \cos\varphi \right),$$

$$R_\varphi = \sqrt{R^2 - t^2 \cdot \sin^2\varphi} - t \cdot \cos\varphi, \quad (6)$$

Характер изменения параметров срезаемого слоя в плоскости резания, зависит от значения угла  $\varphi$  положения плоскости резания и меняется при изменении относительного положения двух соседних зубьев фрезы, то есть значения  $\Delta x$  и  $\Delta y$  (рисунок 2) изменяются в зависимости от угла  $\varphi$  (рисунок 3).

На рисунке 4 показано множество положений зубьев фрезы с различными углами  $\varphi$  при срезании одного элемента стружки. Как видно из рисунка, окружность с центром в точке  $0$  переходит в окружность с центром в точке  $i$  по прямой  $y = tg\omega_3 \cdot x$ , при этом необходимо учитывать значение начального угла обработки  $\varphi_0$ , который зависит от глубины обрабатываемой канавки  $h$ , так как подача на зуб  $S_3$  и глубина резания  $t_r$  имеют максимальное значение именно при этом угле, поэтому режимы резания рассчитываются в этой плоскости.

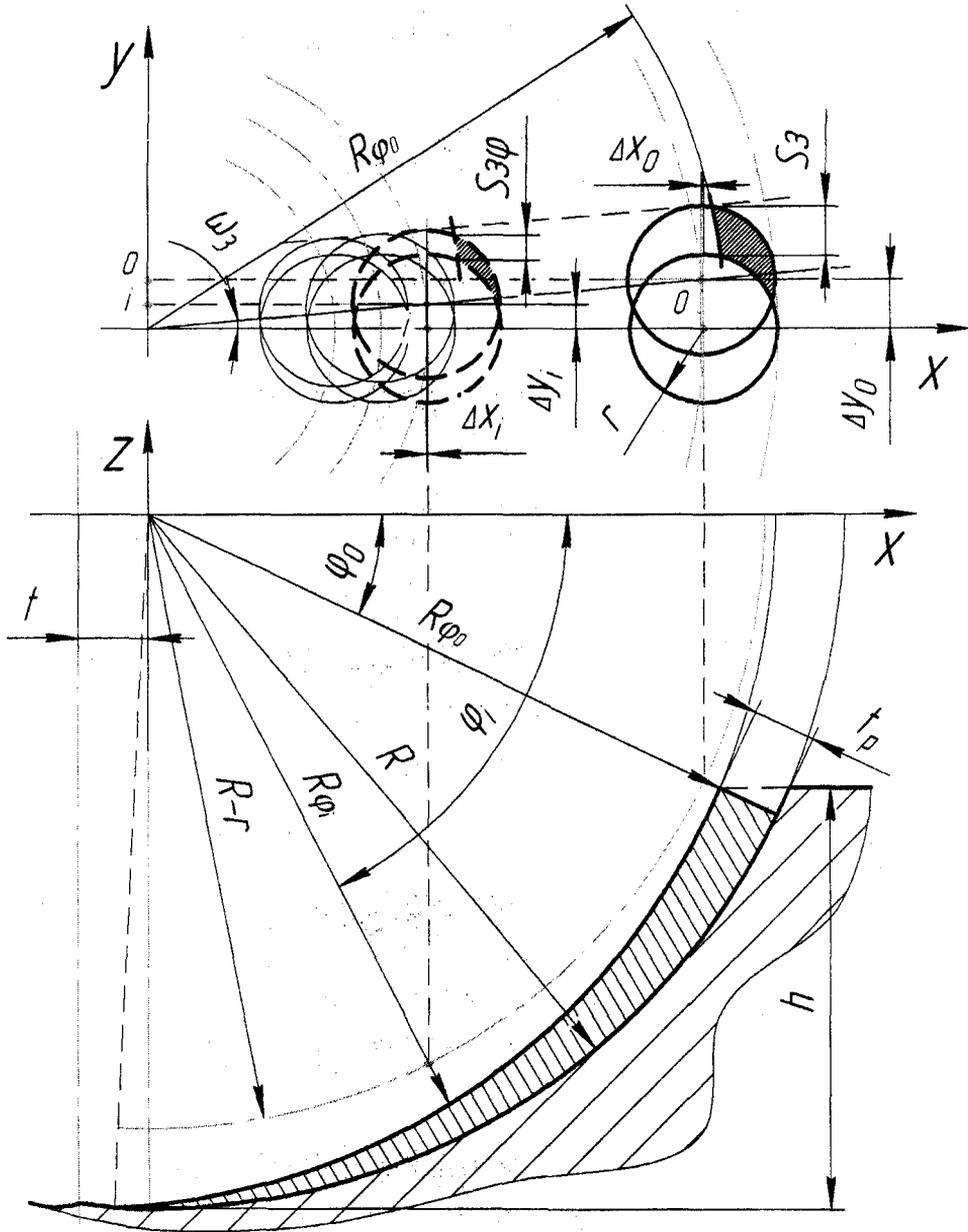


Рисунок 4 - Изменение относительного положения двух соседних зубьев в зависимости от углового положения плоскости резания  $\varphi$

$$\varphi_0 = \arcsin\left(\frac{R-h}{R-t_p}\right), \quad (7)$$

где  $h$  – глубина обрабатываемой канавки;

$t_p$  – максимальная глубина резания.

Из двух подобных треугольников определяются значения смещения:

$$\begin{cases} \Delta y = (R-r) \sin \omega_3 \cdot \cos \varphi, \\ \Delta x = (R-r)(1 - \cos \omega_3) \cos \varphi, \end{cases} \quad (8)$$

где  $R$  – радиус фрезы;

$r$  – радиус профиля фрезы;

$\omega_3$  – угол поворота фрезы на один зуб.

Анализ условий образования формы срезаемого слоя и определение функциональных зависимостей параметров слоя от угла положения плоскости резания в системе уравнений (1) позволяет найти функцию площади срезаемого слоя:

$$\begin{aligned} S &= \int_{k_2}^{k_1} dy \int_{\sqrt{R_\phi^2 - y^2}}^{\sqrt{r^2 - (y - \Delta y)^2} + (R - r - \Delta x)} dx + \int_{k_3}^{k_2} dy \int_{\sqrt{r^2 - y^2} + (R - r)}^{\sqrt{r^2 - (y - \Delta y)^2} + (R - r - \Delta x)} dx \\ &= \int_{k_2}^{k_1} \left( \sqrt{r^2 - (y - \Delta y)^2} + (R - r - \Delta x) - \sqrt{R_\phi^2 - y^2} \right) dy + \\ &+ \int_{k_3}^{k_2} \left( \sqrt{r^2 - (y - \Delta y)^2} - \sqrt{r^2 - y^2} - \Delta x \right) dy, \end{aligned} \quad (9)$$

где  $k_1, k_2, k_3$  – точки пересечения функций (1) составляющих форму срезаемого слоя (рисунки 2).

Решение данного интеграла не вызывает проблем, так как подынтегральные выражения решаются путем тригонометрической замены и являются табличными вида:

$$\int \sqrt{a^2 - u^2} du = \frac{a}{2} \cdot \sqrt{a^2 - u^2} + \frac{a^2}{2} \arcsin \frac{u}{a} + C, \quad (10)$$

После подстановки значений переменных и констант в формулу (10) находится решение интеграла:

$$\begin{aligned} S &= \left( \frac{(y - \Delta y)}{2} \sqrt{r^2 - (y - \Delta y)^2} + \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{(y - \Delta y)}{r} \right) \Big|_{k_2}^{k_1} + (R - r - \Delta x) \Big|_{k_2}^{k_1} - \\ &- \left( \frac{y}{2} \sqrt{r^2 - y^2} + \frac{R_\phi^2}{2} \arcsin \frac{y}{R_\phi} \right) \Big|_{k_2}^{k_1} - \left( \frac{y}{2} \sqrt{r^2 - y^2} + \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{y}{r} \right) \Big|_{k_3}^{k_2} - \\ &+ \left( \frac{(y - \Delta y)}{2} \sqrt{r^2 - (y - \Delta y)^2} + \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{(y - \Delta y)}{r} \right) \Big|_{k_3}^{k_2} - (\Delta x) \Big|_{k_3}^{k_2} = \\ &\frac{(k_1 - \Delta y)}{2} \sqrt{r^2 - (k_1 - \Delta y)^2} + \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{(k_1 - \Delta y)}{r} - \frac{(k_3 - \Delta y)}{2} \sqrt{r^2 - (k_3 - \Delta y)^2} - \\ &- \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{(k_3 - \Delta y)}{r} - \frac{k_1}{2} \sqrt{r^2 - k_1^2} - \frac{R_\phi^2}{2} \arcsin \frac{k_1}{R_\phi} + \frac{R_\phi^2}{2} \arcsin \frac{k_2}{R_\phi} - \\ &- \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{k_2}{r} + \frac{k_3}{2} \sqrt{r^2 - k_3^2} + \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{k_3}{r} + (R - r - \Delta x) k_1 - (R - r) k_2 + \Delta x \cdot k_3 \end{aligned} \quad (11)$$

После подстановки в выражение (9) переменных  $R_\varphi$ ,  $\Delta x$ ,  $\Delta y$  (формулы 4,6) находится площадь сечения элемента срезаемого слоя при любом значении  $\varphi \in (\varphi_0, \pi/2)$ , однако сложность заключается в том, что расчет коэффициентов  $k_1$ ,  $k_2$ ,  $k_3$  приводит к сложным и большим по объему алгебраическим вычислениям, поскольку точное их определение по формуле (9) имеет существенное значение и даже при небольшой погрешности в расчетах интегральная функция (7) не существует.

Для разработки модели процесса стружкообразования с винтовым фрезерованием и определения параметров срезаемого слоя используются алгебрологические R-функции В.Л. Рвачева. С этой целью срезаемый каждым зубом элементарный слой металла описывается логической формулой, получаемой в результате пересечения трех функций  $f_1$ ,  $f_2$ ,  $f_3$ ; положений двух соседних зубьев фрезы и обработанной поверхности (рисунок 5).

Для элемента стружки, изображенного на рисунке 5 логическая формула имеет вид:

$$L = f_1 \wedge f_2 \wedge f_3, \tag{12}$$

$$\begin{cases} f_1 = x^2 + y^2 - R_\varphi^2, \\ f_2 = (x - (R - r))^2 + y^2 - r^2, \\ f_3 = r^2 - (x - (R - r - \Delta x))^2 - (y - \Delta y)^2, \end{cases} \tag{13}$$

где  $R$  – радиус фрезы;

$r$  – радиус режущей пластины;

$\Delta x$ ,  $\Delta y$  – смещение по осям  $x$  и  $y$  соответственно за счет поворота фрезы на один зуб;

$R_\varphi$  – радиус окружности обработанной поверхности в плоскости резания под углом  $\varphi$ .

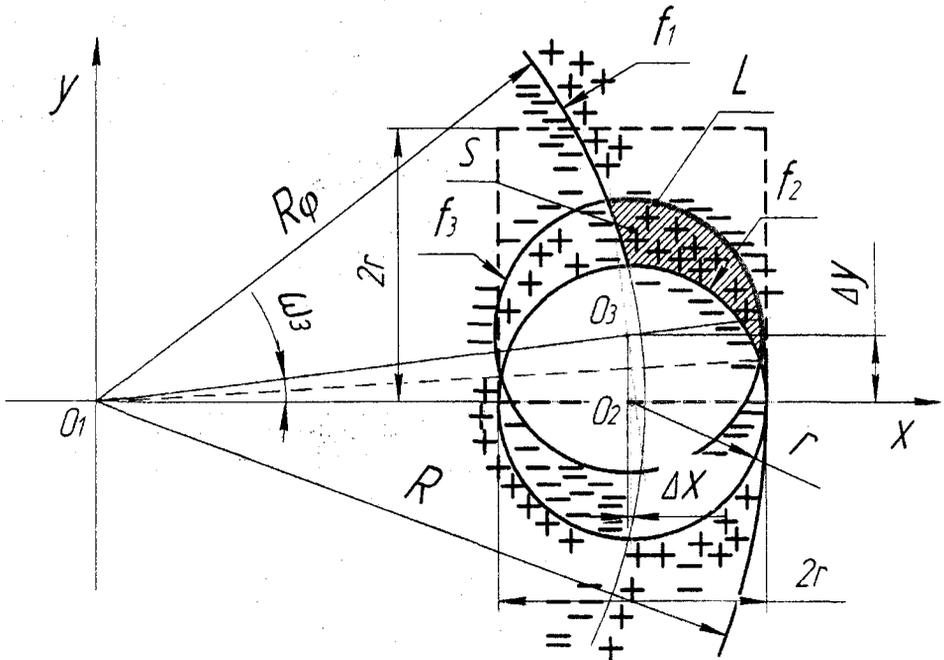


Рисунок 5 - Описание элемента срезаемого слоя с применением алгебры логики

Параметры элементарных срезаемых слоев получены после определения принадлежности массивов точек соответствующим областям:

$$\begin{aligned} n &= \sum L_{i,j}^+, \\ m &= \sum L_{i,j}, \end{aligned} \tag{14}$$

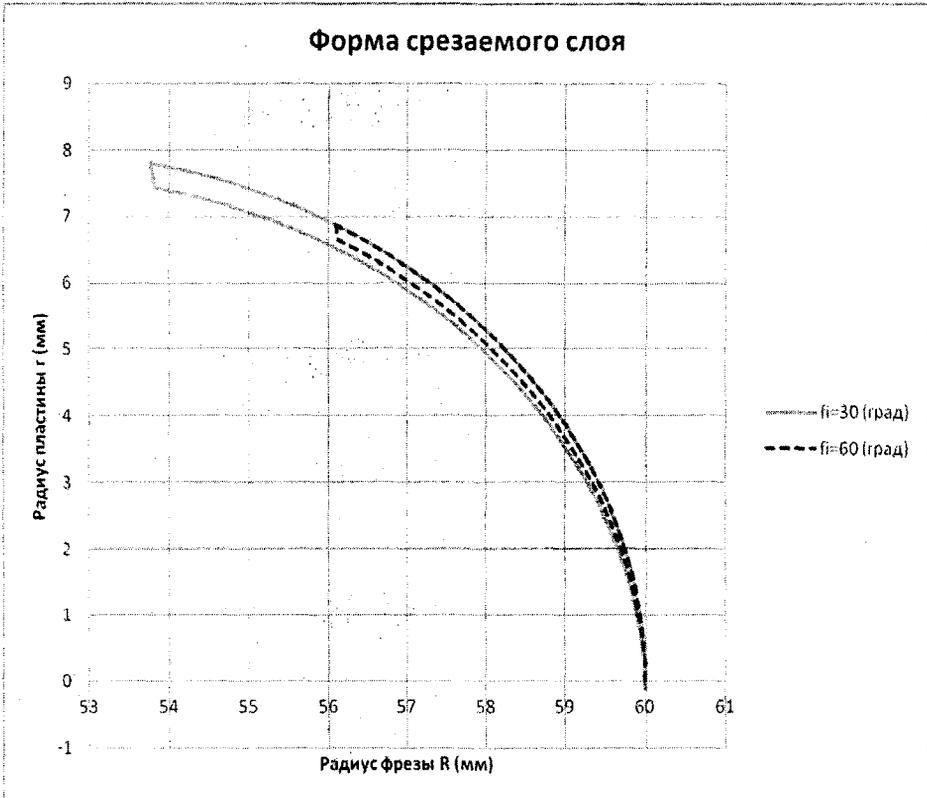
где  $n$  – количество точек принадлежащих стружке;

$m$  – общее количество точек в массиве.

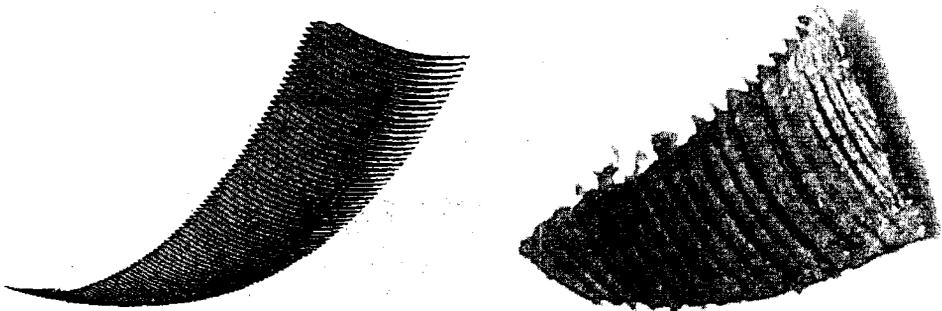
Тогда площадь слоя, срезаемого одним зубом определяется по формуле:

$$S = (4 \cdot r^2) \frac{n}{m}, \quad (15)$$

где  $4 \cdot r^2$  – площадь области в которую заключен весь массив точек  $m$ .



*Рисунок 6 - Формы сечений срезаемых слоев*



*Рисунок 7 - Элемент срезаемого слоя  
(слева 3D модель разбитая на сечения в плоскости резания;  
справа элемент полученный в результате проведения опыта)*

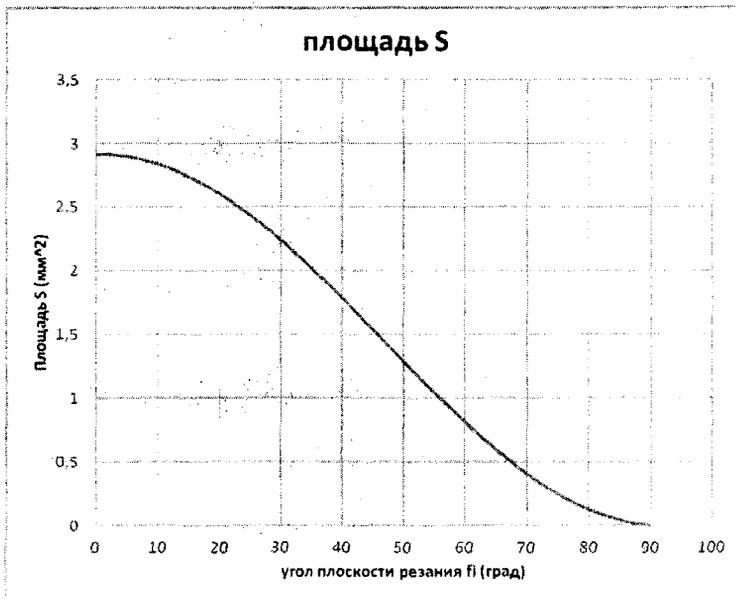


Рисунок 8 - График зависимости площади сечения срезаемого слоя от угла плоскости резания

Для определения рабочей длины режущей кромки пластины используются граничные значения координат (x, y) точек массива с положительным значением логической формулы L, тогда функция определения длины имеет вид:

$$l_i = l_{i-1} + \sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2}, \quad (16)$$

где  $l_i$  – часть дуги состоящая из  $i$  элементарных длин;  
 $x_i, y_i$  – координаты текущей граничной точки дуги;  
 $x_{i-1}, y_{i-1}$  – координаты предыдущей граничной точки дуги.

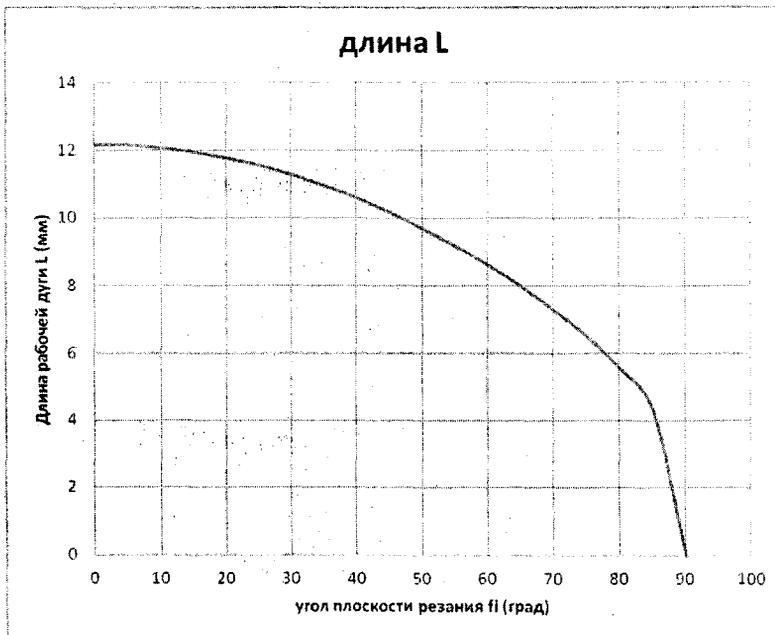


Рисунок 9 - График зависимости длины дуги рабочей кромки пластины от углового положения плоскости резания

## ВЫВОДЫ

В результате анализа процесса стружкообразования при винтовом фрезеровании, получены новые математические зависимости между основными параметрами, определяющими форму срезаемого слоя.

Для оценки процесса построены графики изменения площади сечения срезаемого слоя  $S$  и длины рабочей дуги режущей кромки  $L$  от угла плоскости резания  $\varphi$ , из которых видно, что  $S$  и  $L$  изменяется от максимального (при  $\varphi=0$ ) до минимального значения (при  $\varphi=\pi/2$ ). Т.о. интенсивность нагрузки на режущую кромку различна при изменении угла плоскости резания не концентрируется на одном определенном участке режущей кромки, что благоприятно влияет на теплоотвод и стойкость режущего инструмента.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Государственный - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

**Амбросимов Сергей Константинович**  
Липецкий государственный технический университет,  
г. Липецк  
Доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»  
Тел. 8 (4742) 74-39-36

**Вепренцев Олег Юрьевич**  
Липецкий государственный технический университет,  
г. Липецк  
Аспирант кафедры «Технология машиностроения»

**Косенков Михаил Алексеевич**  
Липецкий государственный технический университет,  
г. Липецк  
Аспирант кафедры «Технология машиностроения»  
Тел. 8 (920) 245-66-49  
E-mail: [chkma@yandex.ru](mailto:chkma@yandex.ru)

**Большаков Алексей Николаевич**  
Липецкий государственный технический университет,  
г. Липецк  
Аспирант кафедры «Технология машиностроения»  
Тел. 8 (951) 305-36-62  
E-mail: [atbasarets@mail.ru](mailto:atbasarets@mail.ru)

S.K. AMBROSIMOV, O.YU. VEPRENTSEV, M.A.KOSENKOV, A.N. BOL'SHAKOV

## RESEARCH OF PARAMETERS CUT OFF OF THE LAYER AT SCREW MILLING WITH THE HELICOID TRAJECTORY

*In this article is considered the model of formation a cut off layer with use of the algebraic apparatus of R-functions. Parameters of cut off layers are investigated at screw milling with a helicoid trajectory.*

*Keywords: a cut off layer, milling, a helicoid trajectory, R-functions.*

**Ambrosimov Sergey Konstantinovich**  
Lipetsk state technical university, Lipetsk  
Dr.Sci.Tech., professor of chair «Technology of mechanical engineering»  
Phone: 8 (4742) 74-39-36

**Veprentsev Oleg Jurevich**  
Lipetsk state technical university, Lipetsk  
Post-graduate student of chair «Technology of mechanical engineering»

**Kosenkov Michail Alekseevich**  
Lipetsk state technical university, Lipetsk  
Post-graduate student of chair «Technology of mechanical engineering»  
Phone: 8 (920) 245-66-49  
E-mail: [chkma@yandex.ru](mailto:chkma@yandex.ru)

**Bolshakov Aleksei Nikolaevich**  
Lipetsk state technical university, Lipetsk  
Post-graduate student of chair «Technology of mechanical engineering»  
Phone: 8 (951) 305-36-62  
E-mail: [atbasarets@mail.ru](mailto:atbasarets@mail.ru)

В.М. ГРЯЗЕВ, А.С. ЯМНИКОВ

## РАЗМЕРНЫЕ ЦЕПИ С НОРМИРОВАННЫМ КОНТАКТОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ

В работе показаны случаи обеспечения точности замыкающего размера цепи, заданного в виде относительной площади пятна контакта. Отмечено, что такое задание точности наблюдается в случае, когда к контактной жесткости или прочности стыков предъявляются повышенные требования.

**Ключевые слова:** размерная цепь, нормированное пятно контакта, контактная прочность.

В ряде случаев, когда к изделию предъявляются повышенные требования по контактной жесткости и прочности, на чертежах изделий задают относительную площадь поверхностей контакта, в виде отпечатка пятна красящего слоя нанесенного на одну из сопрягаемых поверхностей - на ответной.

Характерными в этом отношении примерами являются размерные цепи, обеспечивающие в червячных и конических зубчатых передачах комплексные выходные эксплуатационные характеристики (нормированный контакт зубьев).

Рассматриваемый вид связи имеет место также в случаях, когда сопряжение деталей осуществляется одновременно по нескольким поверхностям, а сама точность их сопряжения определяется нормами контакта. Характерными примерами таких сопряжений являются сопряжения в подвижных узлах станков машин и приборов: каретки, столы, суппорты и др.

При объединении каретки со столом (рисунок 1 а) необходимо обеспечить одновременный контакт (прилегание) поверхностей V - образных и плоских направляющих.

Задача решается с помощью размерных цепей  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $h$ . В этих цепях раскрытие стыка между контактирующими поверхностями определяется замыкающими звеньями  $\alpha_{\Delta}$ ,  $\beta_{\Delta}$ ,  $\gamma_{\Delta}$  (рисунок 1 б).

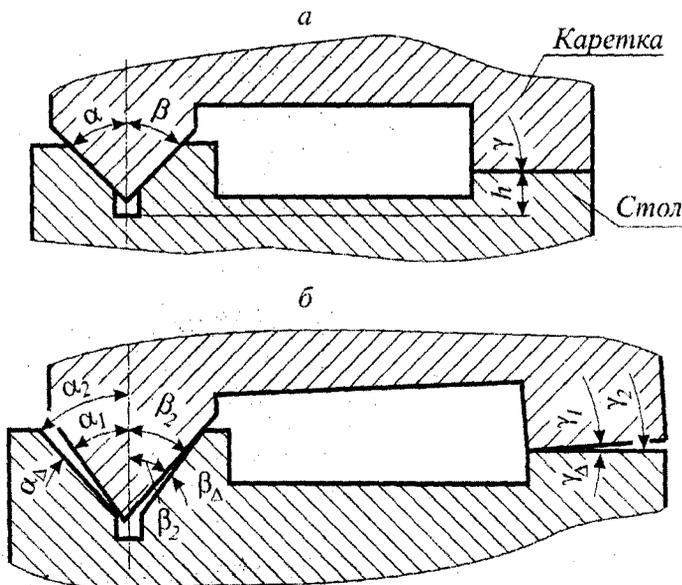


Рисунок 1 - Сборочные размерные цепи  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $h$ , обеспечивающие контакт поверхностей направляющих каретки и стола

Раздельное обеспечение точности каждой размерной цепи не имеет смысла. Следует заранее обе сопряженные детали изготовить очень точно в пределах жестко заданных допусков либо перейти на ручную пригонку шабрением. В процессе шабрения точность сопряжения поверхностей оценивается контактом по краске (по блеску точек). Контакт поверхностей может также проверяться по копоти (оружейное производство). Если чертежами предусмотрены нормы точности в виде норм контакта поверхностей, то это значит, что конструктором предлагается для достижения точности использовать ручную пригонку (шабрение, припиливание).

Если ставится задача механизировать пригонку, то в первую очередь необходимо перевести нормы контакта в допуски линейных и угловых величин, т.е. в традиционные нормы точности. Лишь после этого можно ставить вопрос о механизации пригоночных работ путем, например, сопряженной обработки.

В ТулГУ разработана методика перевода норм контакта по копоти в допуски линейных и угловых величин [1,2].

Основная идея методики перевода норм контакта по копоти в допуски линейных и угловых величин заключается во введении зависимости допустимого раскрытия стыка  $\Delta$  от толщины красящего слоя и относительной площади пятна контакта  $\Phi_0$

$$\Delta = \frac{100b_k}{\Phi_0},$$

где  $b_k$  - толщина наносимого слоя краски;

$\Phi_0$  - относительная площадь пятна контакта в %;

$\Delta$  - величина раскрытия стыка.

Красящий слой для взаимно облегающих поверхностей, допускающих относительное скольжение друг по другу, наносят с помощью берлинской лазури, растертой с вазелином и машинным маслом.

Для поверхностей, только соприкасающихся друг с другом и не допускающих, в силу конструктивных особенностей, относительного скольжения, красящий слой наносят в виде копоти.

Первый способ используют, например, для проверки угла конуса инструмента. Угол конических поверхностей проверяют припасовкой детали конической пары по краске к калибру (тонкий слой краски наносят на коническую поверхность калибра или детали). Критерием годности детали является равномерное растирание всего слоя краски при тугих относительных поворотах калибра и детали («полная припасовка»), что будет иметь место в тех случаях, когда наносимый слой краски компенсирует разницу в углах конуса калибра и изделия, а также погрешности геометрической формы. Таким образом, точность контроля конусов по углу, а также по геометрической форме путем припасовки зависит от толщины и постоянства толщины наносимого слоя краски. Толщина этого слоя не должна превышать 4 мкм при длине конуса до 100 мм и 6 мкм при длине конуса свыше 100 мм. Поскольку цветовой оттенок наносимой краски зависит от толщины ее слоя, то при известном навыке воспроизводить требуемую толщину слоя можно сравнительно легко и стабильно.

Для определения действительной толщины наносимого слоя краски ввиду невозможности непосредственной оценки этой величины Эйдиновым В.Я. был проделан следующий опыт [3].

Изготовили 5 наружных конусов высотой 80 мм с конусностью близкой к 0,05. Углы конуса отличаются друг от друга на 6"; если угол конуса 1 обозначить  $2\varphi$ , то для остальных конусов углы будут соответственно:  $2\varphi + 6''$ ;  $2\varphi + 12''$ ;  $2\varphi + 18''$  и  $2\varphi + 24''$ .

К конусу с углом  $2\varphi$  тщательно припасовали коническую втулку; однако оказалось, что угол конуса втулки меньше  $2\varphi$ . Обозначили этот угол  $2\varphi_0$  и разность  $2\varphi - 2\varphi_0$  обозначили  $\delta$ .

Контролеру, занятому приемкой конических калибров, поочередно давали конусы (не в определенном порядке), предлагая определить проверкой по краске годность или не-

годность каждого конуса. Для припасовки у контролера имелась единственная втулка с углом  $2\alpha_0$ . Каждый из 5 конусов прошел 100 проверок, т. е. всего контролер провел 500 испытаний. Результаты опыта отражены в таблице 1.

Таблица 1. Опытные данные разбраковки конусов по краске.

№ конуса	Разность углов втулки и конуса	Из каждых 100 проверенных конусов	
		годно	не годно
1	$\delta$	92	8
2	$\delta + 6''$	51	49
3	$\delta + 12''$	7	93
4	$\delta + 18''$	3	97
5	$\delta + 24''$	0	100

Рассеивание результатов испытаний можно приписать непостоянству слоя краски, который наносит контролер. Измеряли условно толщину слоя краски в величинах разности углов конусов и втулки, которые эквивалентны толщине слоя краски (т.е. слой краски, компенсирующий разность углов конуса, выражали условно в секундах).

Таблицу результатов испытаний можно трактовать следующим образом: в 92 случаях из 100 слой краски больше  $\delta$ , в 51 случае из 100 — больше  $\delta + 6''$ , в 7 случаях из 100 — больше  $\delta + 12''$  и т.д. Или вероятность того, что слой краски меньше  $\delta + 12''$ , равна 0,93.

Можно предположить, что случайные значения толщины наносимого слоя краски подчиняются нормальному закону распределения, а номинальное значение толщины слоя краски соответствует 2,36 мкм.

Контроль пятна контакта по копоту является специфичным способом контроля точности сборки рабочих механизмов автоматических машин. Копоть как промежуточный красящий слой имеет собственную толщину почти на порядок выше, чем другие виды материалов аналогичного назначения. Это обстоятельство говорит о необходимости учёта толщины слоя копоту как размерного фактора. Действительно, о достигнутой при сборке точности механизма (сборочной единицы) судят при наличии слоя копоту, являющегося в этот момент элементом размерного контура. В последующем состоянии механизма или изделия слой копоту как элемент размерного контура исчезает, и в сборочном соединении можно ожидать возникновения новых точностных характеристик. Насколько значительными окажутся такие изменения, можно судить по результатам дополнительного контроля, если таковой окажется возможным. Для оценки полноты контактного сопряжения деталей других способов контроля не предусмотрено, а проверка по другим параметрам данного размерного контура не гарантирует получение достоверной картины точностного состояния взаимодействующих деталей. По этой причине изучение разрешающей возможности контроля по копоту предусматривает определение её фактических параметров, приёмов и режимов выполнения контрольных операций.

Копоть представляет собой продукты сгорания смеси, в качестве которой могут быть использованы: керосин с добавкой машинного масла, очищенный керосин (без добавки масла) и т.п. Попытки отказаться от пламени при нанесении копоту и использовать для этой цели другие способы, например аэрозольное напыление, не привели к положительным результатам.

Копоть на контролируруемую поверхность рекомендуется наносить при расположении её на 20...30 мм над коптящим пламенем горелки. Для получения возможно более равномерного слоя деталь наклоняется под углом примерно  $60^\circ$  к пламени и ей сообщаются плавные возвратно-поступательные движения. Для получения сухой копоту важно расположить поверхность, на которую она наносится, именно над пламенем. Если же поверхность детали находится в зоне пламени, на ней осаждается жирная копоть, в которой вследствие неполно-

го сгорания смеси содержится большое количество машинного масла. Такая копоть хорошо удерживается контролируемой поверхностью и, естественно, плохо облетает при сопряжении контролируемых поверхностей.

Определенные требования предъявляются и к состоянию поверхности, на которую наносится копоть. Поверхность, подготовленную под нанесение копоти, нельзя трогать руками, так как мельчайшие капельки влаги и жира, имеющиеся на пальцах рук, образуют на поверхности детали своеобразный слой подложки. Наличие этого слоя способствует облетанию копоти при сопряжении поверхностей даже с весьма отдаленных друг от друга участков поверхностей, создавая видимость хорошего контакта. На качество нанесения копоти существенное влияние оказывает и температура окружающей среды. Она должна быть не ниже 10...15°C. При нанесении копоти в помещениях с температурой воздуха ниже 10°C на контролируемой поверхности конденсируется влага, образующая слой подложки.

Толщина промежуточного красящего слоя (краски или копоти) определяет в то же время и точность, которая может быть достигнута в результате пригонки. Нами был поставлен специальный эксперимент. В опытах применялась горючая смесь из технического керосина и масла, составленная в соотношении 1:15... 1:20. В этом случае получался слой копоти с максимальной толщиной 0,018...0,027мм. Несколько меньшую толщину слоя копоти, равную 0,014...0,020мм, можно было получить при использовании уайтспирита.

В экспериментах толщина слоя копоти измерялась двумя способами:

- а) непосредственным измерением на универсальном микроскопе;
- б) с помощью спаренных калибров в виде пробки и втулки, применяемых для контроля конусов.

При реализации первого способа на поверхность мерной плитки 1 наносился слой копоти 2 (рисунок 2), а затем часть его аккуратно счищалась лекальной линейкой, что давало возможность измерить толщину слоя копоти с помощью универсального микроскопа.

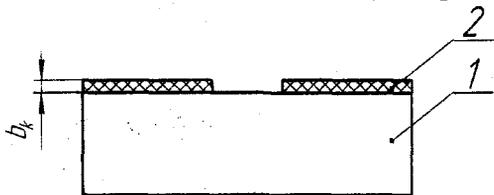


Рисунок 2 - Определение толщины слоя копоти непосредственным измерением

При реализации второго способа на столике 1 (рисунок 3) универсального длинномера размещалась стойка 2 с закреплённой на ней конической пробкой 3, с помощью которой измерялось положение торца надетой на неё втулки 4 (размер  $h_1$ ).

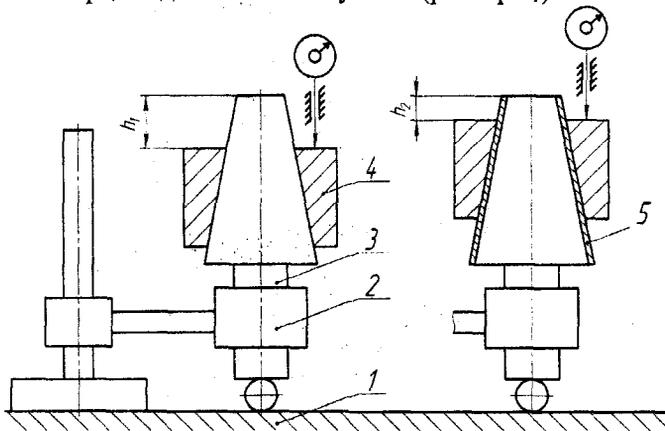


Рисунок 3 - Определение толщины слоя копоти по разнице заглублений конической втулки.

Затем втулку снимали и на пробку наносили слой копоти 5. Втулку надевали на за-  
 опчённую пробку и вновь измеряли положение торца втулки (размер  $h_2$ ) Толщина слоя ко-  
 поти в этом случае определялась по формуле

$$b_k = (h_1 - h_2) \sin \alpha,$$

где  $\alpha$  - угол конусности пробки.

Результаты эксперимента подтвердили известную из практики определённую связь  
 между цветом копоти и её толщиной. В таблице 2 приведены значения толщины копоти в  
 зависимости от её цвета. При проведении экспериментов установлено, что контролируемая  
 поверхность просвечивается через слой копоти, если его толщина не превышает 0,010 мм.

Таблица 2. Зависимость толщины слоя копоти от её цвета

Цвет слоя копоти	Толщина слоя копоти (мкм)
серый	1...3
светло-коричневый	4...5
коричневый	6...8
темно-коричневый	9...10
черный, с коричневым отливом	11...13
черный	14...и более

Производственные наблюдения показали, что нанесение тонких слоев копоти  
 ),001...0,010мм) представляет определённые трудности и требует, поэтому соответствующе-  
 го навыка. Практически контроль пятна контакта производится по чёрной копоти. Есте-  
 ственно, точность контроля в этом случае снижается.

Проверка и достижение контакта по копоти обязательно должны сопровождаться со-  
 ударением сопрягаемых поверхностей. При соударении контактирующих поверхностей ко-  
 оть облетает с выступающих участков и остаётся в глубоких впадинах. Таким образом, со-  
 отношение светлых и тёмных пятен на испытуемых поверхностях свидетельствует о полноте  
 онтакта. Из практики контроля полноты контакта сопрягающихся поверхностей по копоти  
 известно, что соударение является неотъемлемым элементом процесса. Энергия соударения  
 ребуется тем большей, чем больше масса детали, с поверхности которой должна быть пере-  
 сена копоть на сопряжённую поверхность другой детали.

Опытным путём установлено, что во всех случаях, если расстояние между противопо-  
 ложно удалёнными точками на контактирующих поверхностях равно или меньше толщины  
 лоя копоти, последняя при соударении облетает с поверхности. Следовательно, при полном  
 блетании слоя копоти, максимальная (для обеих сопрягаемых поверхностей) погрешность  
 ометрической формы не превосходит толщины этого слоя.

Соударение, как это уже отмечалось, приводит к образованию отпечатка. Однако, при  
 оударении происходит первичная приработка поверхностей в виде смятия микронеровно-  
 тей, т.е. контрольное действие изменяет состояние контактирующих поверхностей. Следо-  
 ательно, динамические параметры соударения не могут не влиять на последующий характер  
 контактного процесса и, в частности, на контактное сближение взаимодействующих деталей.

Наблюдения над процессом формирования точности выходных параметров собирае-  
 мых автоматических машин при контроле по копоти полноты контакта поверхностей взаи-  
 модействующих деталей показали, что существует определённая закономерность: если рас-  
 стояние между противоположными точками на сопрягаемых поверхностях равно или меньше  
 толщины слоя копоти, последняя при контроле облетает с поверхности. Таким образом, при  
 полном облетании слоя копоти максимальная (для обеих сопрягаемых поверхностей) по-  
 грешность геометрической формы не должна превосходить его толщину.

В данном случае допуск замыкающего звена - это максимально возможный слой копоти, который облетает при сопряжении поверхностей, удостоверяя тем самым удовлетворительное качество их контакта.

На основании изложенного можно сделать вывод, что сама по себе задача достижения контакта между двумя поверхностями, как точностная, может быть интерпретирована схемой размерной цепи, где замыкающим звеном является расстояние между точками двух сопряжённых поверхностей, измеренное по нормали к номинальной линии (поверхности) сопряжения.

В точностных задачах совокупность двух контактирующих поверхностей целесообразно представить в виде схемы размерной цепи, откуда могут быть выявлены требования к параметрам составляющих звеньев размерной цепи и к технологии их обработки.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Размерный анализ технологических процессов [Текст] : учебное пособие / И.А. Коганов, А.П. Никифоров, Б.И. Сотова [и др.]. - Тула, изд-во ТулГУ, 1988. - 109 с.
2. Технология машиностроения. Специальная часть [Текст] : учебник / М.Н. Бобков, Г.В. Гусев, А.Ю. Илюхин [и др.]; под ред. А.А. Маликова и А.С. Ямникова. - Тула: Изд-во ТулГУ, 2010. - 388 с.
3. Эйдинов, В.Я. Измерение углов в машиностроении [Текст] / В.Я. Эйдинов. - М.: Стандартгиз, 1963. - 414 с.

**Грязев Василий Михайлович**  
ФГБОУ ВПО «Тульский государственный университет», г. Тула  
студент гр.620182 механико-технологического факультета,  
Тел. (84872) 33-23-10  
E-mail: tms@tsu.tula.ru

**Ямников Александр Сергеевич**  
ФГБОУ ВПО «Тульский государственный университет», г. Тула  
профессор кафедры «Технология машиностроения»  
Тел. (84872) 33-23-10  
E-mail: yamnikovas@mail.ru

V.M. GRJAZEV, A.S. YAMNIKOV

### DIMENSIONAL CHAINS WITH NORMALIZED SURFACE CONTACT

*In work cases of maintenance of accuracy of the closing size of the chain set in the form of the relative area of a stain of contact are shown. It is noticed that such task of accuracy is observed in a case when to contact rigidity or durability of joints increased requirements are shown.*

*Keywords: a dimensional chain, normalized a contact stain, contact durability.*

### BIBLIOGRAPHY

- [1]The dimensional analysis of technological processes: the educational grant/I.A. Koganov, A.P.Nikiforov, B.I.Sotova, etc. Tula, published by TuISU, 1988. 109 p.
- [2]Technology of mechanical engineering. A special part: the textbook / M.N.Bobkov, G.V.Gusev, A.Ju.Ilyukhin, etc.; editors: A.A.Malikov and A.S.Jamnikov. Tula: published by TuISU, 2010. 388 p.
- [3]Ejdinov V. Ja. Measurement of corners in mechanical engineering. Standartgiz, 1963. 414 p.

**Grjazev Vasily Mihajlovich**  
FSBEO HPE «Tula state university», Tula  
student gr.620182 mehaniko-technological faculty,  
Phone (84872) 33-23-10  
E-mail: tms@tsu.tula.ru

**Yamnikov Alexandr Sergeevich**  
FSBEO HPE «Tula state university», Tula  
professor of chair «Technology of mechanical engineering»  
Phone (84872) 33-23-10  
E-mail: yamnikovas@mail.ru

А.А. ДЬЯКОНОВ, А.А. КОШИН

## ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ ТЕОРИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МАТЕРИАЛОВ В ПРОЦЕССАХ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

Приведены результаты реализации теории технологической обрабатываемости в виде относительной оценки. Установлено, что при формировании шкал обрабатываемости по двухфакторному ограничению, определенные виды, несмотря на различие в абсолютных оценках, обладают одинаковыми относительными, что позволило объединить соответствующие виды абразивной обработки в единые шкалы групп обрабатываемости материалов. Введение дифференцированных шкал дает существенный организационный и экономический эффект за счет ликвидации возможности принятия неправильных технологических решений по обрабатываемости материалов на стадии проектирования технологии.

**Ключевые слова:** технологическая обрабатываемость, относительная оценка, дифференцированные шкалы, технологическая подготовка производства.

В последней редакции технологических рекомендаций по абразивной обработке обрабатываемость учитывается на следующем уровне [1]. Для основных видов абразивной обработки (круглое врезное, бесцентровое, плоское шлифование периферией и торцом круга) рассматривается двухфакторная система ограничений, а именно, подача по точности и на уровне корректировки по бесприжоговости обработки. В остальных видах учитывается только первый фактор – точность обработки, а второй по умолчанию вписан в первый без должного обоснования.

Рассмотрим, как методология, заложенная в технологических рекомендациях, вписывается в теорию технологической обрабатываемости материалов [2].

В качестве модельного вида проанализируем круглое врезное шлифование.

В соответствии с основными понятиями предлагаемой теории выделяем в качестве:

- факторов – точность (постоянство силы резания) и бесприжоговость обработки (не превышение температуры 600°C на глубине 0,02 мм);
- параметра управления – скорость радиальной подачи (один из семи параметров управления).

В соответствии с базовыми условиями, область технологической двухфакторной обрабатываемости в однопараметрическом пространстве для базового материала – сталь 45 принимает вид, представленный на рисунке 1. Видно, что область технологической обрабатываемости ограничилась предельным интервалом по точности обработки, т.к. интервал ограничения по бесприжоговости обработки лежит правее крайней границы интервала по точности.

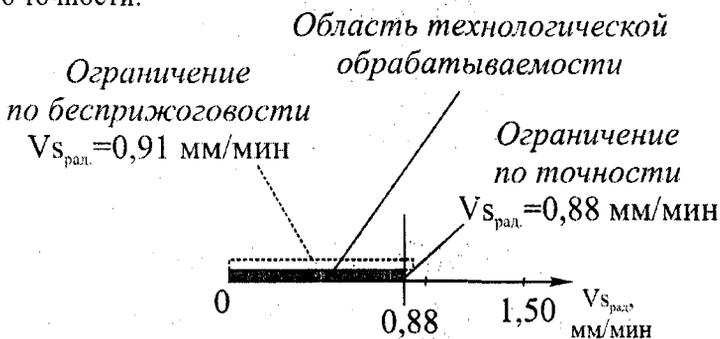


Рисунок 1 – Двухфакторная область технологической обрабатываемости базового материала – сталь 45 в однопараметрическом пространстве

Для этих же базовых условий произведен расчет значения параметра управления при обеспечении ограничений по точности и бесприжоговости обработки для остальных рассматриваемых марок материалов, что позволило сформировать соответствующие им области технологической обрабатываемости, представленные на рисунке 2.

Видно, что в зависимости от марки материала двухфакторная область в однопараметрическом пространстве параметра управления существенно изменяется. Очевидно, что наиболее эффективной для каждой марки материала будет являться правый край соответствующей ему области.

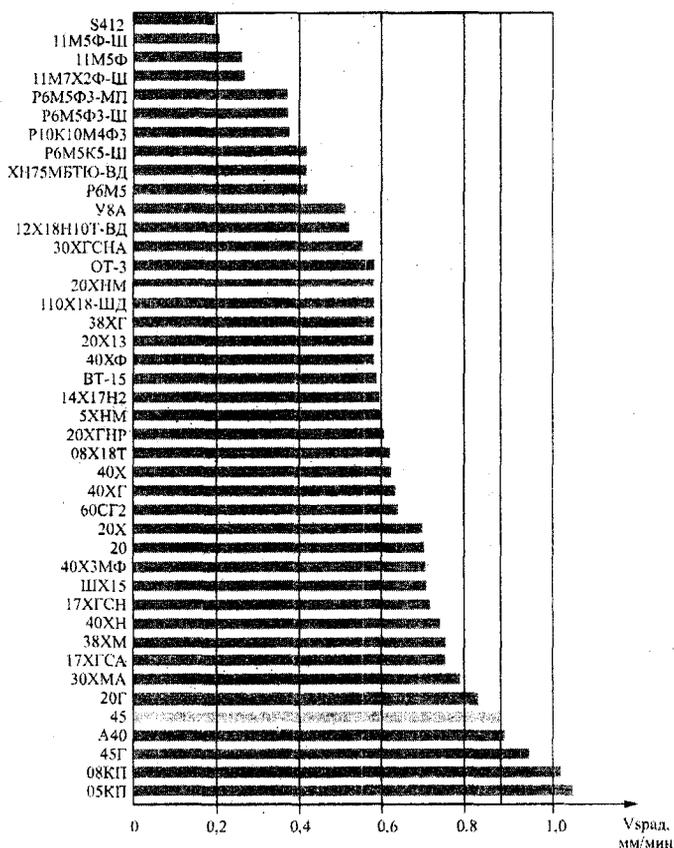


Рисунок 2 – Двухфакторные области технологической обрабатываемости рассматриваемых материалов в однопараметрическом пространстве параметра управления

В соответствии с тем, что данные расчеты производятся для создания базы по обрабатываемости материалов в нормативных и справочных материалах по режимам резания и нормам времени для процессов абразивной обработки, то по аналогии с их структурой необходимо произвести их систематизацию по группам обрабатываемости.

Такой подход вызван, прежде всего, большой номенклатурой материалов, применяемых в машиностроении. С целью сокращения объема нормативов, обрабатываемые материалы разделяются на группы по обрабатываемости и далее нормативы делают для одной базовой группы, а режимы для остальных материалов задаются с помощью поправочных коэффициентов. Однако при формировании групп возникает необходимость в критерии систематики материалов по обрабатываемости.

В действующих рекомендациях формальный критерий отсутствует, а систематика проведена интуитивно. Так, например, проведя анализ коэффициентов группы обрабатываемости, [1] и среднего фактического съема характерных представителей каждой группы, по-

лученного С.Н. Корчаком [3] (именно эти данные использовались при построении групп обрабатываемости материалов в нормативах), установлено, что погрешность по коэффициенту обрабатываемости колеблется от 7 до 25%, а погрешность внутри группы между материалами 88,6% (таблица 1).

Таблица 1 – Анализ нормативных данных

№ группы	Средний съем, мм <sup>3</sup> /мин·кгс [3]	Коэффициент обрабатываемости		Погрешность коэфф., %	Погрешность внутри группы, %
		Фактический	Технологические рекомендации [1]		
1	152	1,00	1,00	0	32,3
2	196	1,30	1,50	15,4	88,6
3	77	0,50	0,60	20,0	59,8
4	43	0,28	0,35	25,0	—
5	22	0,14	0,15	7,1	—

В инженерных науках существуют ряды рекомендуемых значений параметров. Установлено, что эти ряды обладают интересным свойством — удельная разность любых двух соседних значений постоянна. В силу этого свойства эти ряды названы равноточными. Применение их для табличной аппроксимации непрерывной зависимости обеспечивает постоянную, заданную погрешность описания функции. Эти ряды использованы при разработке нормативных карт. По аналогии с этим, в качестве критерия систематизации материалов по группам обрабатываемости предлагается ввести равноточные ряды.

Под равноточным здесь понимается ряд, у которого каждый член отличается от предыдущего на одну и ту же заданную величину, которая и будет характеризовать точность работы с этим рядом. Если в качестве меры точности взять разность соседних членов ряда, ряд примет вид арифметической прогрессии. В нашем случае целесообразно в качестве меры взять удельную разность, измеряемую в процентах. В этом случае получим расширенный вариант геометрической прогрессии, когда ряд строится вверх и вниз от некоторого базового значения. В качестве базового коэффициента принят 1, соответствующая значению скорости радиальной подачи для базового материала – сталь 45 (рисунок 3).

Полученные данные по группам обрабатываемости хорошо согласуются с данными, приведенными в технологических рекомендациях [1]. Однако имеется ряд позиций – марок обрабатываемого материала, которые переместились из одной группы в другую (таблица 2). Например, материалы – 17ХГСН, 40Х3МФ перешли из третьей группы во вторую, это связано с тем, что в настоящей работе учитывается ряд факторов, которые выступали ранее в качестве допущений.

По данной методике сформированы группы обрабатываемости для 15 %-го равноточного ряда для рассматриваемых процессов абразивной обработки.

При этом отдельные виды абразивной обработки показали одинаковый результат по группам обрабатываемости и маркам материалов, входящих в них.

Так, на рисунке 4 представлены области технологической обрабатываемости материалов при круглом врезном и бесцентровом шлифовании с радиальной подачей.

Уровень подачи для базового материала при бесцентровом шлифовании составляет  $V_{ср.рад.} = 2,1$  мм/мин, что на 139% превышает уровень подачи для базового материала при круглом врезном шлифовании (рисунок 3). Однако проведя систематику на основе 15% равноточного ряда, коэффициенты и группы обрабатываемости материалов полностью совпали с данными для круглого врезного шлифования, что позволяет их объединить в одну шкалу обрабатываемости материалов. При этом следует учитывать, что соотношение коэффициента обрабатываемости внутри группы для материалов может варьироваться, не выходя за соответствующие границы равноточного шага.

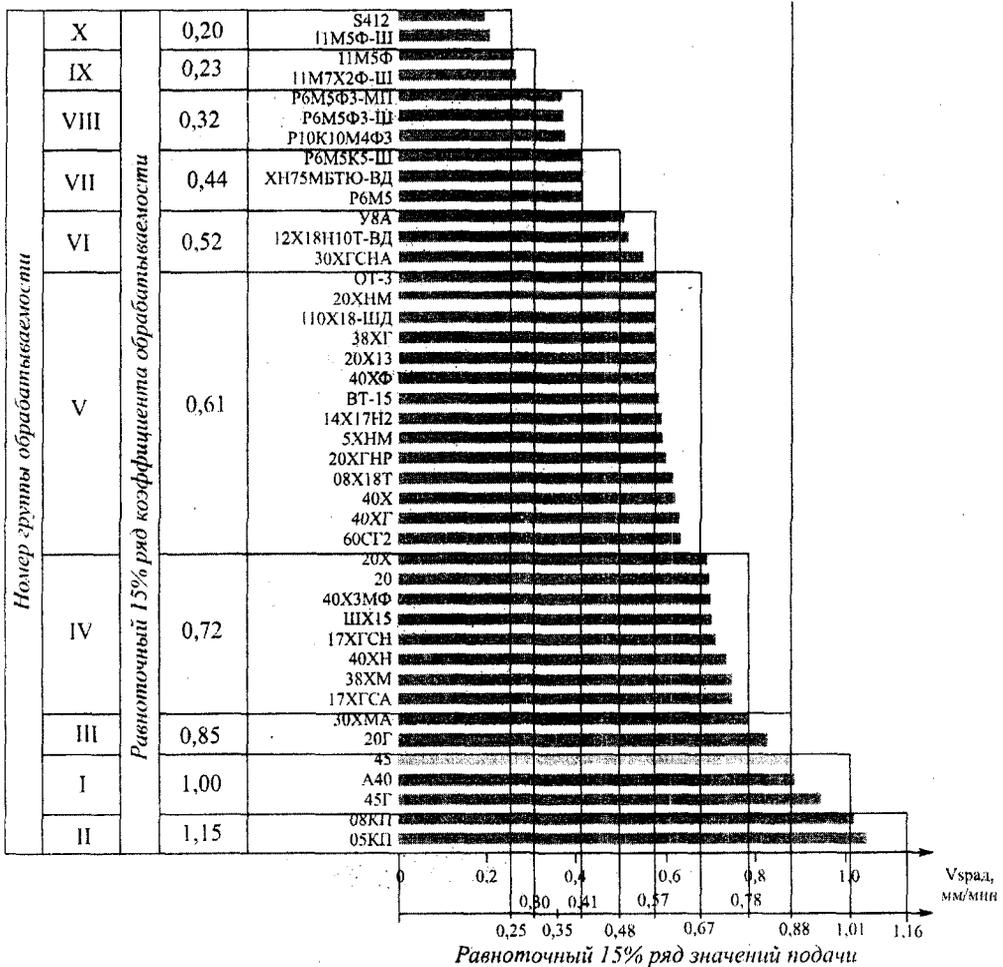


Рисунок 3 – Систематика материалов по группам обрабатываемости на основе равноточного 15% ряда

Таблица 2 – Карта групп обрабатываемости материалов для круглого врезного шлифования

Группа обрабатываемости	Коэффициент обрабатываемости	Материалы представители
I	1,00	45, 45Г, A40
II	1,15	05КП, 08КП
III	0,85	20Г, 30XMA
IV	0,72	17XГCA, 38XM, 40XH, 17XГCН, ШX15, 40X3MФ, 20, 20X
V	0,61	60CГ2, 40XГ, 40X, 08X18T, 20XГHP, 15XM, 5XHM, 14X17H2, BT15, 40XФ, 20X13, 38XГ, 110X18-ШД, 20XHM, OT-3
VI	0,52	30XГCНА, 12X18H10Т-ВД, У8А
VII	0,44	P6M5, XH75MBTЮ-ВД, P6M5K-Ш
VIII	0,32	P10K10M4Ф3, P6M5Ф3-Ш, P6M5Ф3-МП
IX	0,23	11M7X2Ф-Ш, 11M5Ф
X	0,20	S412, 11M5Ф-Ш

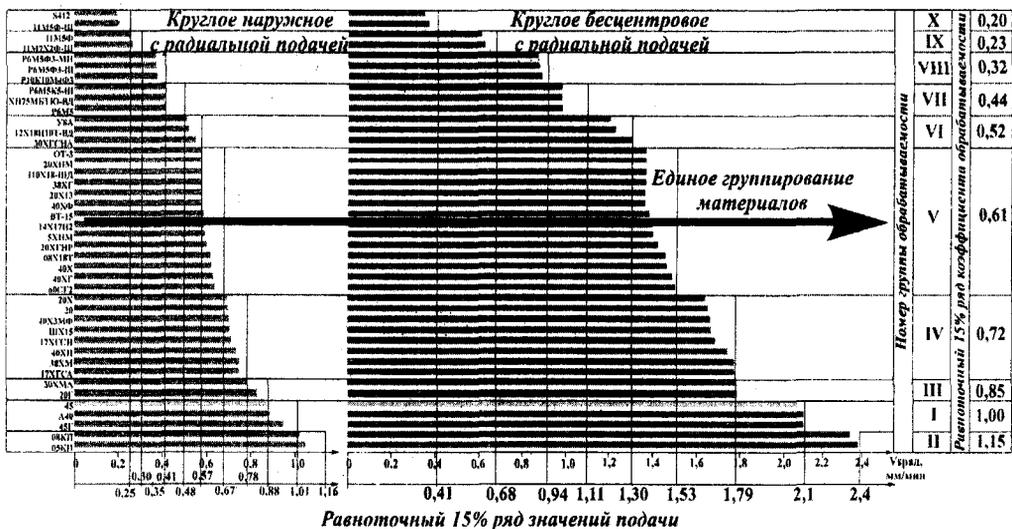


Рисунок 4 – Области технологической обрабатываемости

Ряд таких ситуаций, связанных с объединением идентичных данных по обрабатываемости материалов (таблица 3), позволил свести количество шкал групп обрабатываемости для 49 видов абразивной обработки до 14 дифференцированных шкал групп обрабатываемости материалов в процессах абразивной обработки.

Таблица 3 – Виды абразивной обработки, объединенные в единую шкалу

Номер шкалы обрабатываемости материалов	Входящие виды абразивной обработки виды
1	1. Круглое центровое шлифование с радиальной подачей. 2. Круглое бесцентровое шлифование с радиальной подачей.
2	1. Круглое центровое шлифование с осевой подачей. 2. Круглое бесцентровое шлифование с осевой подачей.
3	1. Шлифование торцов с радиальной подачей (шлифовальный круг прямого профиля). 2. Шлифование торцов с радиальной подачей (шлифовальный круг с поднутрением). 3. Шлифование торцов на внутришлифовальных станках.
...	...
14	Профильное шлифование на кругло- и резьбошлифовальных станках (все наладки)

Данные шкалы оформлены в виде карт, которые организованны в соответствии с методикой, заложенной в справочных рекомендациях.

Предложенная теория в практическом ее приложении должна решить научную проблему, связанную с отсутствием достоверной информации по обрабатываемости материала в конкретных технологических условиях, что только на этапе технической подготовки производства приводит к занижению или необоснованному увеличению фактического времени обработки и в итоге требует увеличения сроков выпуска изделия или введения дополнительных единиц оборудования, т.е. увеличения потребных ресурсов на обработку материала и как следствие снижение экономической эффективности от реализации всего проекта.

Предлагаемая теория технологической обрабатываемости материалов и методология ее расчетной оценки позволили для 48 видов абразивной обработки сформировать систему

из 14 дифференцированных шкал групп обрабатываемости материалов. Эти данные являются основным практическим результатом в направлении разработки технологических рекомендаций. Поэтому необходимо их проанализировать и произвести оценку эффективности относительно методики, заложенной в справочных рекомендациях, где отсутствует учет обрабатываемости материала в зависимости от всего многообразия видов и наладок.

В таблице 4 приведен фрагмент анализ эффективности дифференцированного учета обрабатываемости материалов для каждой из 14 шкал на основе инверсий, т.е. перехода марки материала из одной группы в другую, относительно базового варианта – шкала обрабатываемости для круглого врезного шлифования. Например, сталь 40ХН во второй шкале обрабатываемости переместилась на одну группу вверх относительно ее положения в базовом варианте, т.е. перешла из четвертой группы обрабатываемости в третью. В соответствии с проведенной систематикой на основе равнозначных рядов, это перемещение интерпретируется как одна дискрета, т.е. шаг по шкале равнозначного ряда, поэтому к марке материала в скобках приписывается +, который характеризует увеличение коэффициента обрабатываемости, а цифра 1 – мощность инверсии, т.е. переход на один шаг, например 40ХН (+1). Соответственно, при перемещении коэффициента обрабатываемости на одну дискрету в сторону уменьшения его значения, обозначается как (-1), например 20Х13 (-1), 110Х18-ЩД (-1) и т.д. В соответствии с данными инверсиями формируется столбец б – сумма инверсий.

Количество инверсий (таблица 4, столбец 7–9), приведенное в процентном отношении, определяет процент материалов переместившихся в конкретной группе, относительно общего количества материалов данной группы. С позиций технологии количество инверсий означает, что если работать по рекомендациям, приведенным в справочнике [1], то в стольких случаях будет принято ошибочное технологическое решение. Относительное количество инверсий определяет долю этих ошибочных решений для материалов в рассматриваемой группе.

Например, рассматривая третью группу обрабатываемости в шестой шкале, имеем, что если работать по справочнику [1], то в семи случаях будет принято ошибочное технологическое решение (5 столбец), что составляет 77,8 % от возможных решений в данной группе (8 столбец).

Разработанные дифференцированные шкалы направлены именно на решение этой задачи, т.е. на этапе проектирования операции исключить возможность принятия ошибочных технологических решений.

Анализируя полученные данные, видно, что в зависимости от рассматриваемой шкалы обрабатываемости, существенное количество материалов меняют свою принадлежность от одной группы к другой. При этом следует учитывать, что большой процент инверсий в определенных группах каждой шкалы вызван малым объемом рассматриваемой выборки материалов.

Для оценки значимости ошибочных решений проведена суммарная систематизация данных по всем шкалам обрабатываемости (таблица 5). Для количественной оценки эффективности перехода материала из одной группы в другую, т.е. неправильно принятого решения, рекомендованного справочником, используем следующий показатель – относительное приращение мощности инверсии –  $\Delta\pi_i$  ср.

В результате видно (таблица 5), что данные, не учитывающие дифференциацию групп обрабатываемости, практически в 20 % случаях дают ошибочные решения, т.е. среднее значение относительного приращения мощности инверсии выше заданной дискреты, что является очень существенным.

При этом относительное приращение мощности инверсии в группах происходит по-разному. Например, в пятой шкале большее приращение происходит в сторону увеличения – 19,38 % при номинальном значении в сторону уменьшения – 15 %. Противоположная ситуация в шестой группе, где в сторону увеличения – 19,61, а уменьшения – 24,64. Практически симметричное относительное приращение мощности инверсии наблюдается в восьмой шкале.

Таблица 4 – Анализ эффективности дифференцированного учета обрабатываемости материалов

Шкала	Группа	Материал (инверсия, мощность инверсии)	Количество инверсий						Мощность		
			Абсолютное			Относительное, %			m <sub>i</sub> -	m <sub>i</sub> +	
			-	+	Σ	-	+	Σ			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
2	3	40XH(+1), 45Г(-1)	1	1	2	50	50	10	1	1	
	4	30ХМА (-1), А40(-2), 20Г(-1), 40ХГ (+1), 40Х (+1)	3	1	4	33,3	11,1	55,5	4	2	
	5	ШХ15 (-1), 17ХГСА (-1)	2	0	2	28,6	0	28,6	2	0	
	6	60СГ2 (-1), 14Х17Н2 (-1), 40ХЗМФ (-1), ОТ-3 (-1), 08Х18Т (-1), ВТ15 (-1), 20Х13 (-1), 110Х18-ШД (-1), 20ХГНР (-1)	9	0	9	90	0	90	9	0	
	7	12Х18Н10Т-ВД (-1), 30ХГСНА (-1)	2	0	2	10	0	10	2	0	
	8	Р6М5 (-1), ХН75МБТЮ-ВД (-1)	2	0	2	10	0	10	2	0	
	9	Р6М5К-Ш (-1)	1	0	1	50	50	10	1	0	
	10	Р10К10М4Ф3 (-1), Р6М5Ф3-Ш (-1)	2	0	2	50	50	10	2	0	
	11	S412 (-1)	1	0	1	10	0	10	1	0	
	12	11М5Ф (-1), 11М5Ф-Ш (-1)	2	0	2	10	0	10	2	0	
	13	11М7Х2Ф-Ш (-1)	1	0	1	10	0	10	1	0	
	3	2	45Г(+1)	0	1	1	0	33,3	33,3	0	1
		3	17ХГСА (+1), 38ХМ (+1)	0	2	2	0	50	50	0	2
4		08Х18Т (+1), 20ХГНР (+1), 40ХГ (+1), 60СГ2 (+1), 14Х17Н2 (+1)	0	5	5	0	45,5	45,5	0	5	
5		30ХГСНА (+1), 12Х18Н10Т-ВД (+1)	0	2	2	0	16,7	16,7	0	2	
6		Р6М5 (+1)	0	1	1	0	50	50	0	1	
8		Р10К10М4Ф3 (+1)	0	1	1	0	10	10	0	1	
10		11М7Х2Ф-Ш (+1)	0	1	1	0	10	10	0	1	
...		...	...	...	...	...	...	...	...	...	

Таблица 5 – Формализация данных по инверсиям

Шкала	Инверсии +				Инверсии -			
	Σm <sub>i</sub>	n	Δm <sub>i</sub> cp	Δm <sub>i</sub> max	Σm <sub>i</sub>	n	Δm <sub>i</sub> cp	Δm <sub>i</sub> max
2	45	2	15,00	30	375	23	16,30	30
3	240	16	15,00	15	-	-	-	-
4	465	24	19,38	30	15	1	15,00	15
5	525	25	21,00	30	30	2	15,00	15
6	255	13	19,61	30	345	15	24,64	30
7	705	31	22,74	30	15	1	15,00	15
8	340	22	15,45	30	15	1	15,00	15
9	425	22	19,32	30	60	3	20,00	30
10	75	5	15,00	15	75	4	18,75	30
11	435	22	19,87	45	45	3	15,00	15
12	360	19	18,95	30	105	6	17,80	30
13	425	19	22,37	30	45	3	15,00	15
14	45	3	15,00	15	15	1	15,00	15

Таким образом, средняя погрешность достигает практически 25 %, а максимальная во многих случаях до 30 % и даже до 45 % (11 группа), что характеризует проценты неправильно принятых решений.

В результате применение дифференцированных шкал групп обрабатываемости дает очень значимый эффект, а распространение единой градации материалов по группам обрабатываемости для всех видов, полученной для одного базового, приводит к существенному количеству неправильно принятых решений.

В таблице 6 получена средняя погрешность справочных технологических рекомендаций по всем видам абразивной обработки  $\Delta P_{cp}$ , т.е. степень уточнения рекомендаций в виде дифференцированных шкал обрабатываемости материалов. Видно, что колебание относительного приращения мощности инверсии находится в пределах  $\pm 20\%$ , что весьма значимо.

Таблица 6 – Сводная оценка погрешности справочных рекомендаций

Инверсии +				Инверсии –			
$\Sigma m_i$	n	$\Delta P_{cp}$	$\Delta P_{max}$	$\Sigma m_i$	n	$\Delta P_{cp}$	$\Delta P_{max}$
4340	223	19,46	45	1140	63	18,1	30

Характеристики инверсии (+) – материал обрабатывается лучше, чем базовый вариант, т.е. можно работать производительнее – недоиспользование технологического потенциала имеющегося производства и т. д., что также приводит к необоснованным экономическим потерям.

Характеристики инверсии (-) – физически характеризуют, что рассматриваемый материал обрабатывается хуже, чем при базовых условиях, т.е. круглом центровом шлифовании с радиальной подачей. В результате, не учет этого – срыв всей плановой (проектной) технологии или введения дополнительных единиц оборудования, авралы на производстве и так далее – экономические и организационные потери.

Таким образом, предлагаемая теория технологической обрабатываемости материалов и одна из ее практических реализаций – относительная оценка, позволившая сформировать дифференцированные шкалы групп обрабатываемости, дает существенный организационный и экономический эффект за счет ликвидации возможности принятия неправильных технологических решений по обрабатываемости материалов на стадии проектирования технологии.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дьяконов, А.А. Технологическая обрабатываемость материалов в процессах шлифования [Текст] / А.А. Дьяконов // *Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии*. – 2011. – № 4(2). – С. 46–51.
2. Режимы резания на работы, выполняемые на шлифовальных и доводочных станках с ручным управлением и полуавтоматах [Текст] / Д.В. Ардашев, Г.И. Буторин, А.А. Дьяконов [и др.] – Челябинск: Изд-во АТОКСО, 2007. – 384 с.
3. Корчак, С.Н. Теория обрабатываемости сталей и сплавов при абразивной обработке [Текст] / С.Н. Корчак // *Вестник ЮУрГУ. Сер. «Машиностроение»*. – 2003. – №4. – С. 82–90.

**Дьяконов Александр Анатольевич**  
 ФГБОУ ВПО Южно-Уральский государственный университет  
 (национальный исследовательский университет), г. Челябинск  
 Докторант, кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения  
 454080, г. Челябинск, пр. им. В.И. Ленина, д. 76, кафедра «Технология машиностроения»  
 E-mail: sigma-80@mail.ru

**Кошин Анатолий Александрович**  
 ФГБОУ ВПО Южно-Уральский государственный университет  
 (национальный исследовательский университет), г. Челябинск  
 Доктор технических наук, профессор кафедры технологии машиностроения  
 454080, г. Челябинск, пр. им. В.И. Ленина, д. 76, кафедра «Технология машиностроения»  
 E-mail: sigma-80@mail.ru

A.A.DYAKONOV, A.A. KOSHIN

## PRACTICAL REALIZATION OF THE MATERIALS TECHNOLOGICAL WORKABILITY THEORY IN ABRASIVE PROCESSING PROCESSES

*Results of realization of the theory of a technological workability in the form of a relative assessment are given. It is established that at formation of scales of machinability on two-factorial restriction, certain types, despite distinction in absolute estimates, possess identical relative that allowed to unite corresponding types of abrasive processing in uniform scales of groups of a workability of materials. Introduction of the differentiated scales gives essential organizational and economic effect at the expense of elimination of possibility of acceptance of the wrong technological decisions on a workability of materials at a technology design stage.*

*Keywords: technological machinability, the relative assessment, the differentiated scales, technological preparation of production.*

### BIBLIOGRAPHY

- [1] Dyakonov A.A. Technological workability of materials in grinding processes//Fundamental and applied problems of technics and technology. – 2011: – № 4(2). – P. 46–51.
- [2] Cutting modes for the works which are carried out on grinding both honing hand-operated machine tools and semiautomatic devices / D.V.Ardashev, G.I.Butorin, A.A. Dyakonov, etc. – Chelyabinsk: Published by ATOKSO, 2007. – 384 p.
- [3] Korchak S.N. The theory of a workability of steels and alloys in abrasive processing / S.N. Korchak // Vestik SUrSU. «Mechanical engineering» line. –2003. – №4. – P. 82–90.

**Dyakonov Aleksandr Anatolyevich**  
FSBEO HPE The South Ural state university  
(National research university), Chelyabinsk  
The doctoral candidate, Cand.Tech.Sci., the senior lecturer  
of mechanical engineering technology chair  
454080, Chelyabinsk, Lenins prospectus, 76,  
“Mechanical engineering” chair  
E-mail: [sigma-80@mail.ru](mailto:sigma-80@mail.ru)

**Koshin Anatoly Aleksandrovich**  
FSBEO HPE The South Ural state university  
(National research university), Chelyabinsk  
Dr.Sci.Tech., the professor of mechanical engineering  
technology chair  
454080, Chelyabinsk, Lenins prospectus, 76,  
“Mechanical engineering” chair  
E-mail: [sigma-80@mail.ru](mailto:sigma-80@mail.ru)

УДК 621.912.022.1:001.891.573

Н.В. КАНАТНИКОВ, А.В. ХАНДОЖКО, Г.А. ХАРЛАМОВ

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ВОЗНИКАЮЩЕЙ В ПРОЦЕССЕ НАРЕЗАНИЯ КОНИЧЕСКОГО ПРЯМОЗУБОГО КОЛЕСА ИНСТРУМЕНТОМ С ПРЯМОЛИНЕЙНЫМИ РЕЖУЩИМИ КРОМКАМИ

*В статье определяются осевые составляющие силы резания, возникающей в процессе зубострогания трапецевидными резцами. Основой для вычислений является математическая модель процесса. Информация о значениях и изменении силы резания дает возможность прогнозировать точностные характеристики прямозубых конических колес.*

*Ключевые слова: зубострогание, коническое зубчатое колесо, силы резания.*

Процесс обработки прямозубых конических колес двумя зубострогальными резцами широко известен и активно применяется в единичном и мелкосерийном производстве. Кинематика процесса подробно описана в работах В.Н.Кедринского, К.М.Писманика, С.Н.Калашникова, А.С.Калашникова. Однако вопрос влияния изменения составляющих сил резания на точность и качество получаемого профиля остается открытым. Кроме того, не

было установлено влияние динамических характеристик процесса на качество получаемых конических зубчатых колес и работоспособность зубострогальных резцов.

Увеличение точностных характеристик зубчатого венца ведет к увеличению плавности работы, снижению трения, износа, и в конечном итоге, к увеличению срока службы зубчатой передачи. В связи с этим, задача повышения точности обработки профиля зубчатого колеса, на основе прогнозирования точности и качества поверхности остается актуальной.

Целью данной работы является создание определе~~ние~~ кинематического изменения углов резания, толщин срезаемых слоев и возникающих в процессе работы составляющих силы резания. Предлагаемая методика позволит в дальнейшем рассмотреть динамику процесса и прогнозировать качественные параметры нарезаемого зубчатого венца.

В процессе зубострогания двумя резцами в каждый отдельно взятый момент времени движение резания осуществляет только один инструмент, что позволяет рассматривать резцы отдельно друг от друга.

Для математического описания процесса зубострогания рассмотрим нарезание по схеме плосковершинного производящего колеса универсальным резцом [1] (рисунок 1).

В общем виде математическое отображение схемы резания для произвольного выбранного резца в декартовых координатах можно представить следующим образом [2]:

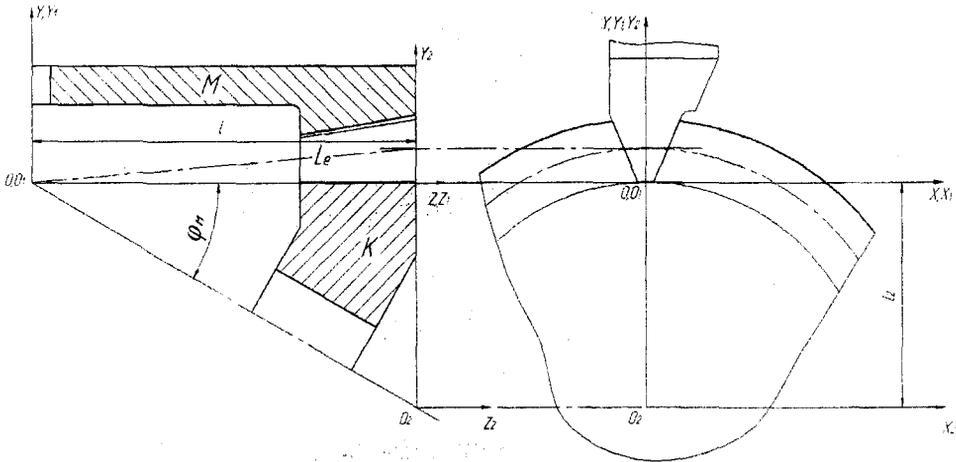
$$\begin{aligned} X &= f(l, \Phi, \Delta h); \\ Y &= f(l, \Phi, \Delta h); \\ Z &= f(l, \Phi, \Delta h), \end{aligned} \tag{1}$$

где  $X, Y, Z$  – координаты точки режущего лезвия резца в процессе резания;

$l$  – параметр движения резания;

$\Phi$  – угол поворота резца;

$\Delta h$  – параметр режущего лезвия.



**Рисунок 1 – Нарезание по схеме плосковершинного производящего колеса одним универсальным зубострогальным резцом: К – Нарезаемое зубчатое колесо; М – Производящее колесо (люлька);**

**$Le$  – наружная длина образующей начального конуса;  $\Phi_m$  – угол внутреннего конуса**

Для определения зависимостей, отображающих процесс зубострогания, введем следующие допущения: заготовка неподвижна, «люлька» совершает вращательное движение вокруг оси  $O_1Y_1$  и вокруг оси  $O_1O_2$ , процесс рассматриваем относительно системы координат, расположенной в центре производящего колеса.

Схема процесса резания, характеризующегося величинами  $l$  и  $\Phi$  в произвольный момент времени, представлена на рисунке 2. Плоскость резания вращается вместе с плоскостью

обкатного колеса(П) по окружности с центром в точке  $O_2$  радиусом  $l_2$ . Кроме того плоскость резания вращается по окружности с центром  $O_1$  радиусом  $l$  на угол  $\Phi$ .

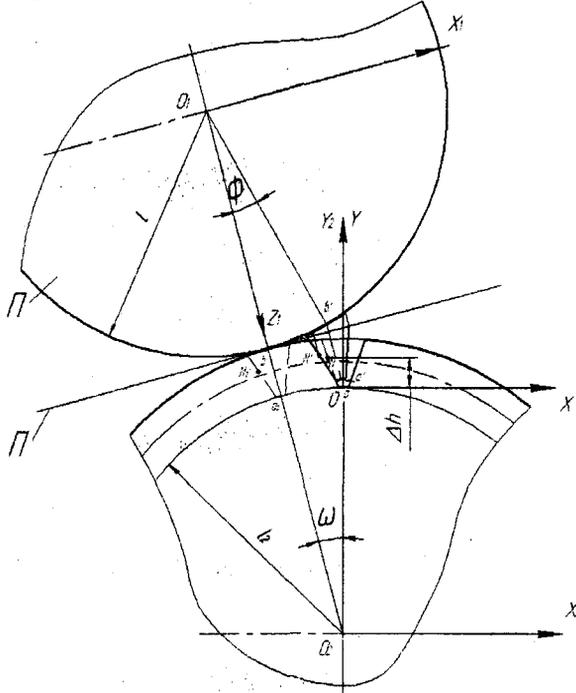


Рисунок 2 – Схема расчета математического отображения процесса зубостроения универсальным резцом

Рассмотрим любой  $i$ -ый рез и определим для него координаты профиля зуба в пространстве. Пусть в реальном процессе обработки плоскость резца переместится из положения 1 в положение 2. При этом льюлька повернется на угол  $\Phi$ .

Для вывода математического отображения воспользуемся следующими системами координат:

$X_2, Y_2, Z_2$  – подвижная система координат (зависит от  $l$ ) характеризующая обрабатываемое колесо;

$X_1, Y_1, Z_1$  – подвижная система координат, характеризующая обкатную льюльку;

$X, Y, Z$  – неподвижная система координат.

Перемещение центра вершины резца, точки  $a$ :

$$X = -l_2 \sin \omega + l \sin \Phi \cos \omega;$$

$$Y = l_2 \cos \omega + l \sin \Phi \sin \omega - l_2; \tag{2}$$

$$X = l \cos \Phi.$$

Профиль режущего инструмента в плоскости  $X_1 Y_1$ :

$$X_1 = \pm(0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha'); \tag{3}$$

$$Y_1 = \Delta h,$$

где  $m$  – модуль;

$\alpha'$  – профильный угол резца, в сечении перпендикулярном направлению движения;

$\pm$  – входная или выходная кромка.

Из рисунка 1 определяем следующие зависимости:

$$l_2 = \operatorname{tg} \varphi_M;$$

$$\omega = \Phi / \operatorname{tg} \varphi_M. \tag{4}$$

Подставляя выражения (3) и (4) в систему (2), получим:

$$\begin{aligned}
 X &= -\sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} (\operatorname{tg} \varphi_M + \Delta h) + \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} [l \sin \Phi \pm (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \cos \Phi]; \\
 Y &= \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} (\operatorname{tg} \varphi_M + \Delta h) + \sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} [l \sin \Phi \pm (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \cos \Phi] - \operatorname{tg} \varphi_M; \\
 Z &= l \cos \Phi \mp (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \sin \Phi.
 \end{aligned}
 \tag{5}$$

Уравнение (5) позволяет описать профиль зубострогального резца. Конечной целью разработки математического отображения является прогноз результатов процесса обработки и выработка рекомендаций по возможным воздействиям на его ход.

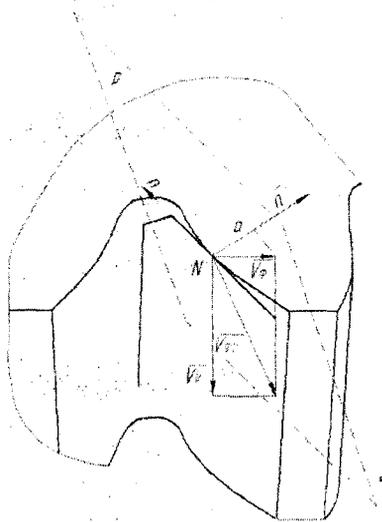
Предложенное математическое отображение (5) позволяет произвести расчеты параметров процесса резания на основе использования элементов векторного анализа (рисунок 3) с привлечением численных методов.

Кинематическое изменение заднего угла в направлении наибольшего перемещения по подаче можно определить по формуле:

$$\Delta \alpha = \operatorname{arctg} \frac{\sqrt{X_\Phi^2 + Y_\Phi^2 + Z_\Phi^2}}{\sqrt{X_V^2 + Y_V^2 + Z_V^2}}
 \tag{6}$$

Вектор скорости в направлении подачи:

$$\begin{aligned}
 \vec{V}_\Phi &= \left\{ \frac{\partial x}{\partial \Phi} \frac{d\Phi}{dt} V_x; \frac{\partial x}{\partial \Phi} \frac{d\Phi}{dt} V_y; \frac{\partial x}{\partial \Phi} \frac{d\Phi}{dt} V_z \right\} = \{X_\Phi; Y_\Phi; Z_\Phi\} = \\
 &= \left\{ \left[ \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \left( -l - \frac{\Delta h}{\operatorname{tg} \varphi_M} + l \cos \Phi + (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \sin \Phi \right) + \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. + \sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \left( -l \frac{\sin \Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} + (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \frac{\cos \Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \right) \right] V_\Phi; \right. \\
 &\quad \left[ \sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \left( -l - \frac{\Delta h}{\operatorname{tg} \varphi_M} + l \cos \Phi + (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \sin \Phi \right) + \right. \\
 &\quad \left. \left. + \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \left( l \frac{\sin \Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} - (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \frac{\cos \Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \right) \right] V_\Phi; [-l \sin \Phi + (0,2m + \Delta h \operatorname{tg} \alpha') \cos \Phi] V_\Phi \right\}.
 \end{aligned}
 \tag{7}$$



*Рисунок 3 – Схема определения толщины слоя, срезаемого при обработке зубострогальным резцом*

Вектор движения резания:

$$\vec{V}_V = \left\{ \frac{\partial x}{\partial l} \frac{dl}{dt} V_X; \frac{\partial x}{dl} \frac{dl}{dt} V_Y; \frac{\partial x}{\partial l} \frac{dl}{dt} V_Z \right\} = \{X_V; Y_V; Z_V\} =$$

$$= \left\{ \left[ -\sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \operatorname{tg} \varphi_M + \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \sin \Phi \right] V_V; \left[ \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \operatorname{tg} \varphi_M + \sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \sin \Phi - \operatorname{tg} \varphi_M \right] V_V; [\cos \Phi] V_V \right\}, \quad (8)$$

где  $t$  – время.

Для вычисления толщины срезаемого слоя необходимо получить уравнение плоскости  $p$ , касательной к поверхности резания в точке  $N$ . Эта плоскость определяется тремя векторами:

1) Суммарным вектором:

$$\vec{V}_{\phi V} = \{X_{\phi V}; Y_{\phi V}; Z_{\phi V}\} = \{(X_{\phi} + X_V); (Y_{\phi} + Y_V); (Z_{\phi} + Z_V)\}, \quad (9)$$

2) Вектором  $\vec{n}$

$$\vec{n} = \{X_n; Y_n; Z_n\} =$$

$$= \left\{ \left[ -\sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} - \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \cos \Phi \operatorname{tg} \alpha' \right]; \left[ \cos \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} - \sin \frac{\Phi}{\operatorname{tg} \varphi_M} \cos \Phi \operatorname{tg} \alpha' \right]; \operatorname{tg} \alpha' \sin \Phi \right\}. \quad (10)$$

3) Вектором  $\vec{z}$

$$\vec{z} = \{X_z; Y_z; Z_z\} = \{(X - X_n); (Y - Y_n); (Z + Z_n)\}. \quad (11)$$

Составляя определитель из этих трех векторов и раскрывая его, получаем уравнение плоскости  $p$ :

$$(Y_{\phi V} Z_n - Z_{\phi V} Y_n) X_z + (Z_{\phi V} X_n - X_{\phi V} Z_n) Y_z + (X_{\phi V} Y_n - Y_{\phi V} X_n) Z_z = 0. \quad (12)$$

Вектор  $\vec{a}$ , в направлении которого изменяется толщина срезаемого слоя, должен быть перпендикулярен к плоскости  $p$  в точке  $N$ :

$$\vec{a} = \{X_a; Y_a; Z_a\} = \{(Y_{\phi V} Z_n - Z_{\phi V} Y_n); (Z_{\phi V} X_n - X_{\phi V} Z_n); (X_{\phi V} Y_n - Y_{\phi V} X_n)\}. \quad (13)$$

Спроектировав на направление вектора  $\vec{a}$  вектор  $\vec{V}_{\phi}$ , получим толщину срезаемого слоя:

$$a = \frac{X_a X_{\phi} + Y_a Y_{\phi} + Z_a Z_{\phi}}{\sqrt{X_a^2 + Y_a^2 + Z_a^2}} \quad (14)$$

Кинематическое изменение переднего угла определяется по формуле:

$$\Delta \gamma = \operatorname{arctg} \frac{a}{\sqrt{X_V^2 + Y_V^2 + Z_V^2}} \quad (15)$$

На рисунке 4 представлен график изменения толщины слоя, срезаемого вершиной выходной кромки.

Параметры, рассчитанные по вышеизложенной методике, используются при расчете составляющих силы резания и прогнозировании точности нарезаемого зубчатого колеса.

Оптимизация эксплуатационных возможностей зубострогальных станков по производительности и качеству нарезаемых колес связана, в первую очередь, с определением максимальной амплитуды силы резания и ее изменения в процессе обработки.

Для универсального изучения сил, возникающих при строгании зубьев, была использована методика, представленная в работе [3].

Удельные составляющие силы резания  $\Delta P_z$  и  $\Delta P_y$  в диапазоне толщин срезаемого слоя от 0,01 до 0,5 мм, передних углов от -0,0175 рад до 0,0349 рад и задних углов от 0,0087 рад до 0,0524 рад:

$$\Delta P_z = (1,7 \cdot 10^2 \cdot a^{0,9} + 4,3 - 9(\gamma + \Delta \gamma)) (\alpha - \Delta \alpha)^{-0,07} 9,8 K_{p_z}; \quad (16)$$

$$\Delta P_y = (0,44 \cdot 10^2 \cdot a^{0,95} + 1,4 - 3,4(\gamma + \Delta \gamma)) (\alpha - \Delta \alpha)^{-0,2} 9,8 K_{p_y}, \quad (17)$$

где  $a$  – толщина срезаемого слоя;

$\gamma$  – передний угол инструмента;

$\Delta\gamma$  – кинематическое изменение переднего угла;

$\alpha$  – задний угол инструмента;

$\Delta\alpha$  – кинематическое изменение заднего угла;

$K_{Pz}$  и  $K_{Py}$  – обобщенные поправочные коэффициенты, равные произведению коэффициентов  $K_M, K_{COЖ}, K_h$  и  $K_V$ , учитывающих влияние следующих факторов:  $K_M$  – материала,  $K_{COЖ}$  – СОЖ,  $K_h$  – износа инструмента,  $K_V$  – скорости резания.

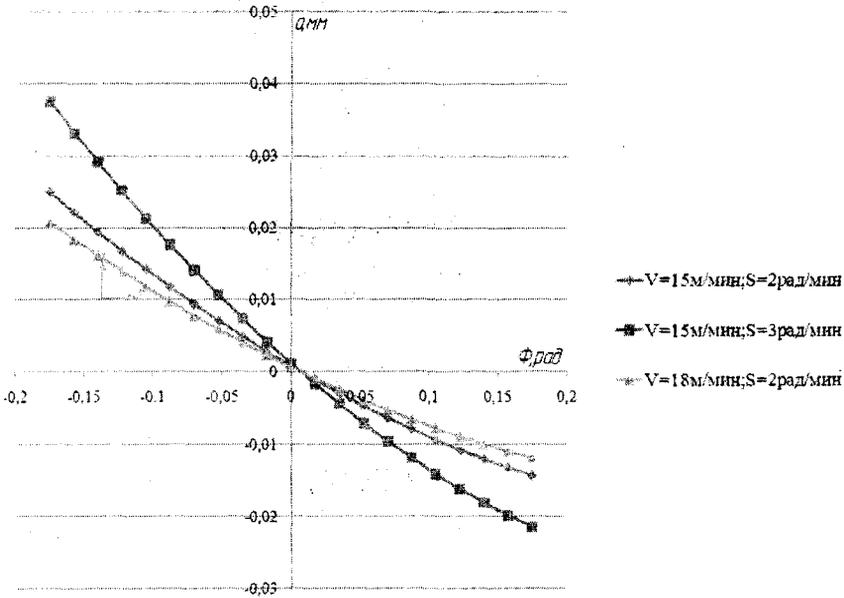


Рисунок 4 – Толщина слоя, срезаемого вершиной выходной кромки в торцевом сечении ( $m=2$ )

При толщине срезаемого слоя до 0,01мм:

$$\Delta P_z = (57 + 2210a)K_{Pz}; \tag{18}$$

$$\Delta P_y = (67,5 + 1480a)K_{Py}. \tag{19}$$

Суммируя удельные силы, возникающие на элементарном участке режущего лезвия, получим:

$$P_z = \sum \Delta P_z \Delta l K_{chl}. \tag{20}$$

Значения составляющих силы резания, возникающих на боковых режущих кромках,

определим по схеме представленной на рисунке 5:

$$P_y = \sum \Delta P_y \Delta l \sin(\alpha' \pm \Phi) K_{chl}; \tag{21}$$

$$P_x = \sum \Delta P_y \Delta l \cos(\alpha' \pm \Phi) K_{chl}, \tag{22}$$

и вершине режущего лезвия:

$$P_y = \sum \Delta P_y \Delta l \cos \Phi K_{chl}; \tag{23}$$

$$P_x = \sum \Delta P_y \Delta l \sin \Phi K_{chl}, \tag{24}$$

где  $\pm$  – входная или выходная кромка;

$\Delta l$  – элемент режущего лезвия;

$K_{chl}$  – коэффициент, учитывающий сложность формирования стружки.

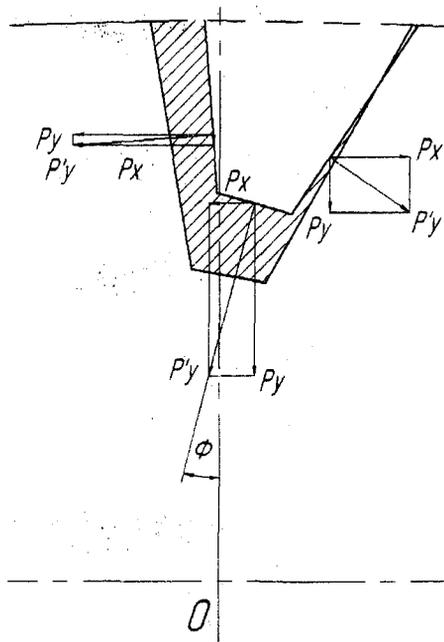


Рисунок 5 – Определение составляющих силы резания при обработке зубострогальным резцом

В качестве примера приведены результаты расчета (в виде графиков) сил резания при зубострогании ( $m=2\text{мм}$ ,  $z_1=40$ ,  $z_2=40$ ; ширина зубчатого венца  $b=17\text{мм}$ ) На рисунке 6 представлено изменение составляющих сил резания в торцевом сечении. Необходимо отметить, что составляющие силы резания зависят от положения инструмента относительно обрабатываемой заготовки.

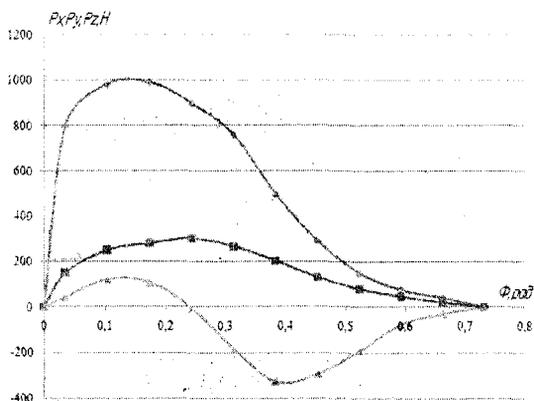


Рисунок 6 – Изменение составляющих сил резания в процессе обката ( $V=15\text{м/мин}$ ;  $S=0,6\text{рад/мин}$ ;  $m=2\text{мм}$ )

В данной работе, с помощью математической модели, описывающей процесс зубострогания конического зубчатого колеса одним универсальным резцом, были определены кинематические изменения углов резания и толщины срезаемых слоев. Это позволило рассчитать осевые составляющие силы резания, возникающей в процессе резания, и определить зависимости изменения этих сил.

Использование полученных данных позволит не только прогнозировать точность и качество поверхности прямозубых конических колес, но и управлять процессом зубострогания с целью достижения заданных точностных параметров.

Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1.Кедринский, В.Н. Станки для обработки конических зубчатых колес. [Текст] / В.Н. Кедринский, К.М. Писманик. - М.: Машиностроение, 1967. - 588с. : ил.
- 2.Харламов, Г.А. Теория проектирования процессов лезвийной обработки. [Текст] / Тарапанов А.С. - М: Машиностроение, 2003. - 252с. : ил.
- 3.Евдокимов, В.А. Вариант расчета силы резания при различных методах обработки с помощью ЭВМ [Текст] / Тарапанов А.С.: Совершенствование методов обработки металлов резанием. – Орел: Орловское областное правление НТО МАШПРОМ, 1981.

**Канатников Никита Владимирович**  
аспирант направления 05.02.07  
«Технология и оборудование механической и физико-технической обработки»  
Телефон: (4862)550802;  
E-mail: [upk@ostu.com](mailto:upk@ostu.com)

**Хандожко Александр Владимирович**  
Брянский Государственный Технический Университет, г. Брянск  
Доктор технических наук, зав. кафедрой «Металлорежущие станки и инструменты»  
Адрес: г. Брянск, б-р 50-летия Октября, д. 7  
Тел. (4832) 588289  
E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

**Харламов Геннадий Андреевич**  
ФГОУ ВПО «Государственный университет – УНПК», г. Орел, Россия  
д.т.н., профессор  
Телефон: (4862)416575;  
E-mail: [upk@ostu.com](mailto:upk@ostu.com)

N.V.KANATNIKOV, A.V. HANDOJKO, G.A.HARLAMOV

## DEFINITION OF THE CUTTING FORCE COMPONENTS WHICH ARISE DURING CUTTING STRAIGHT BEVEL GEAR WHICH STRAIGHT CUTTING EDGE TOOL

*The article defines the axial components of cutting force, which arises in the gear shaping process trapeziform cutter. The basis for calculation is a mathematical model of the process. Information about the values and the change of cutting force makes it possible to predict the accuracy characteristics of straight bevel gears.*

**Keywords:** gear shaping, bevel gear, the cutting force.

## BIBLIOGRAPHY

- [1]Kedrinsky V.N. Machine tools for conical tooth gears processing. [Text] / Kedrinsky V.N., Pismanik K.M. M: Mechanical engineering, 1967. 588p.:illustrations.
- [2]Kharlamov G. A. The theory of designing of blade machining processes. [Text] / Tarapanov A.C. M: Mechanical engineering, 2003. 252p.: illustrations.
- [3]Evdokimov V. A. A variant of cutting force calculation at various methods of processing by means of the ECM. [Text] / Tarapanov A.S.: Perfection of metals processing methods by cutting. – Oryol: the Oryol regional board STO Mashprom, 1981.

**Kanatnikov Nikita Vladimirovich**  
post-graduate student of a direction  
05.02.07 "Technology and the equipment of mechanical and physicotchnical processing»  
Phone: (4862)550802;  
E-mail: [upk@ostu.com](mailto:upk@ostu.com)

**Handozhko Alexander V.**  
Bryansk State Technical University,  
Bryansk  
Doctor of Technical Sciences, Head.  
Chair "Metal Machine and Tools"  
Location: city of Bryansk, boulevard  
50th anniversary in October, 7  
Tel. (4832) 588289  
E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

**Kharlamov Gennady Andreevich**  
FSEO HPE "State university –  
ESPC", Oryol, Russia,  
d.t.s., professor  
Phone: (4862)416575;  
E-mail: [upk@ostu.com](mailto:upk@ostu.com)

А.А. МАЛИКОВ, И.В. ГРИГОРОВ, А.С. ЯМНИКОВ

## ПРИНЦИПЫ РАЗРАБОТКИ ПОЗИЦИЙ ДЛЯ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ ПРИГОНКИ

В статье на основании размерного анализа сложных рычажных механизмов обосновывается применение пригоночных работ для достижения точности замыкающего размера. Показано, что для уменьшения влияния составляющих звеньев на замыкающее, целесообразно перед пригонкой осуществить предварительную технологическую сборку узла. Этот прием облегчает разработку станочной позиции для механизации пригонки.

**Ключевые слова:** размерный анализ, замыкающий размер, механизация пригонки

В статье [1] сформулировано основное условие, которому должны удовлетворять станочные системы (позиции) для механизированной пригонки. Оно сводится к обеспечению идентичности положения детали-компенсатора при обработке (пригонке) и при выполнении ею функционального назначения в машине. Именно в этом положении детали-компенсатор на станочной позиции должен осуществляться съем компенсационного слоя. В результате обработки должно быть обеспечено предписанное нормами точности положение исполнительных поверхностей детали в механизме.

Принцип разработки компоновок станочных позиций для механизированной пригонки рассмотрим на примерах обработки деталей спускового и запирающего механизмов.

Конструкция спускового механизма (рисунок 1), является типовой.

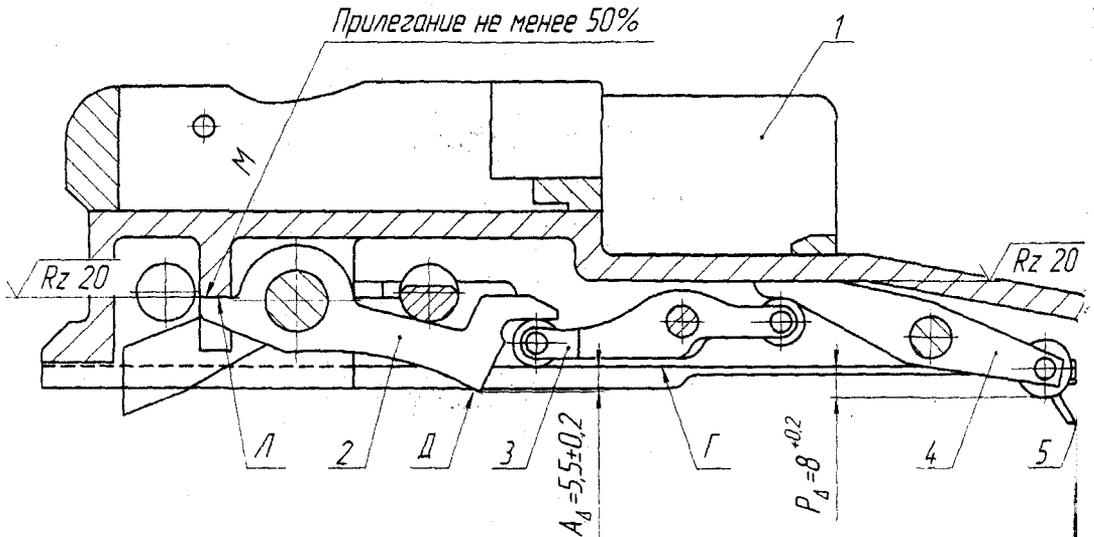


Рисунок 1 - Схема типового спускового механизма

Она включает: крышку 1, шептало 2, рычаг шептала 3, рычаг толкателя 4, защелку 5. Техническими условиями на сборку и приемку механизма предусматривается нормированный по кофоти контакт плоскостей  $M$  и  $L$  шептала и базовой детали-крышки (не менее 50% от номинальной площади). Одновременно с этим должен быть обеспечен выход выступов правого плеча шептала относительно плоскости крышки на величину  $A_{\Delta} = 5,5 \pm 0,2$  (рисунок 2).

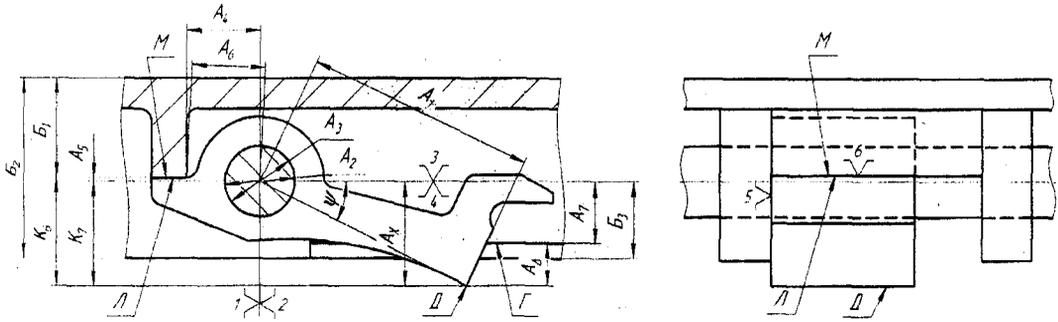


Рисунок 2 - Схема базирования шептала в спусковом механизме

Результаты размерного анализа, выполненного с учетом нормированного по копоти контакта [2,3], показали, что обеспечение вышеуказанных технических условий возможно лишь при выдерживании весьма жестких допусков (таблица).

Применение при сборке рассматриваемого механизма метода групповой взаимозаменяемости не представляется возможным, т.к. вероятность совпадения размерных групп по каждому из сопрягаемых размеров ничтожно мала. Функциональное назначение и конструктивные особенности механизма не позволяют применить в данном случае и метод регулировки, поэтому единственно возможным методом достижения точности при установке шептала является метод пригонки.

Таблица - Соотношение расчетных и принятых допусков на составляющие звенья размерной цепи

Обозначение размеров	Допуски, рассчитанные из условий полной взаимозаменяемости, мм	Допуски, принятые в производстве, мм
$B_1$	0,02	0,24
$B_2$	0,033	0,2
$B_3$	0,02	0,1
$K_6$	0,023	0,2
$K_7$	0,02	0,1

В действующем производстве, при сборке спускового механизма, установка шептала осуществляется с применением ручных пригоночных работ. Достижение технических условий осуществляется удалением компенсационного слоя с плоскости  $M$  шептала, для чего остается гарантированный припуск.

Анализ действующего производства показал, что величина припуска изменяется в широких пределах от 0,026 мм до 1,24 мм. Время, затрачиваемое на пригонку шептала составляет не менее 15 минут. Механизация пригоночных работ позволила в данном случае значительно снизить трудоемкость и повысить качество соединения. Это оказалось возможным за счет создания рациональной станочной позиции.

Рассмотрим возможные схемы станочных позиций для обработки плоскости  $M$  шептала. Базирование шептала в приспособлении должно обеспечить, наряду с определенностью его ориентации, свободный доступ режущего инструмента к обрабатываемой (компенсирующей) поверхности. На рисунке 2 показана схема базирования шептала в механизме, а на рисунке 3 - в приспособлении, при обработке плоскости  $M$ . В данном случае мы убеждаемся, что приспособление выполнено таким образом, что здесь действительно воспроизводится схема установки шептала в механизме за исключением шестой точки. В приспособлении эта точка материализуется правым плечом рычага, который опирается на неподвижную плоскость  $H$  приспособления.

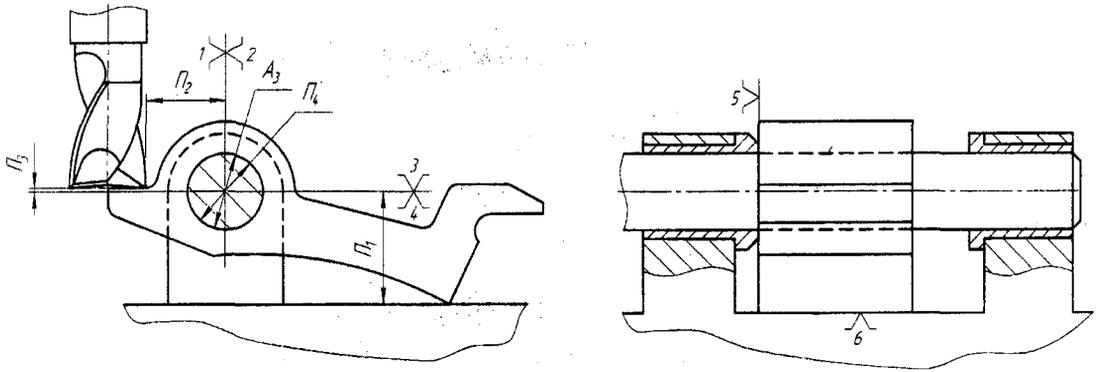


Рисунок 3 - Схема базирования шептала в приспособлении

Для того чтобы выполнить указанные выше технические требования, необходимо, чтобы положение настроенного на размер инструмента, в данном случае концевой фрезы, соответствовало бы фактическому в конкретной сборке положению плоскости  $L$  крышки относительно оси поворота рычага. Положение опорного пальца (рисунок 3) относительно плоскости  $H$  задаем размером  $\Pi_1$ , равным сумме фактического размера  $A_7$  и замыкающего размера  $A_\Delta$ , т.е.

$$\Pi_1 = A_7 + A_\Delta.$$

По действующему на предприятии технологическому процессу отверстие под ось рычага и плоскость  $L$  обрабатываются от различных баз (рисунок 4 а, б).

Таким образом, размер  $B_\Delta$  между плоскостью  $L$  и осью отверстия является замыкающим в размерной цепи  $B_\Delta = B_2 - B_1 - B_3$  (рисунок 4 в) и колебания его находятся в пределах  $TB_\Delta = 0,54$  мм.

При таких отклонениях для достижения требуемой полноты контакта между плоскостями  $M$  и  $L$  необходимо точно измерять фактическое положение плоскости  $L$  относительно оси в конкретной сборке и регулированием по размеру  $\Pi_3$  обеспечить, соответствующее фактическому размеру  $B_\Delta$ , положение режущего инструмента перед обработкой в приспособлении. Естественно, что такой подход к достижению точности механизированной пригонкой является отнюдь не простым.

Не решается здесь и вторая задача - обеспечение точности выхода поверхности  $D$  правого плеча рычага за плоскость  $\Gamma$  крышки. Для того, чтобы обеспечить заданную точность, необходимо, чтобы сумма допусков размеров  $A_x$  и  $A_7$  (рисунок 2) была бы равна допуску замыкающего размера  $TA_\Delta = 0,4$  мм. В свою очередь размер  $A_7 = B_\Delta$ , где  $B_\Delta$  - замыкающее звено размерной цепи  $B_\Delta = B_1 - B_2$  (рисунок 4 в). Колебания размера находятся в пределах

$$TA_7 = TB_\Delta = TB_1 + TB_2 = 0,1 + 0,12 = 0,22 \text{ мм}.$$

Что же касается размера  $A_x$ , то после обработки шептала на станочной позиции колебания этого размера в собранном механизме определяются уравнением:

$$TA_x = T\Pi_1 + TA_5 \frac{A_1}{A_6} \cos \psi,$$

где  $TA_5$  - возможные колебания размера  $A_5$  после обработки плоскости  $M$  шептала на станочной установке ( $TA_5 = TB_{изм} + T\Pi_{3настр}$ ).

Отклонениями размера  $\Pi_1$  можно пренебречь, т.к. размер  $\Pi_1$  приспособления постоянный. Тогда, принимая  $TA_5 = 0,1$  мм, при размерах  $A_6 = 8$  мм,  $A_1 = 29,5$  мм и  $\psi = 27^\circ$  получим  $TA_x = 0,323$  мм.

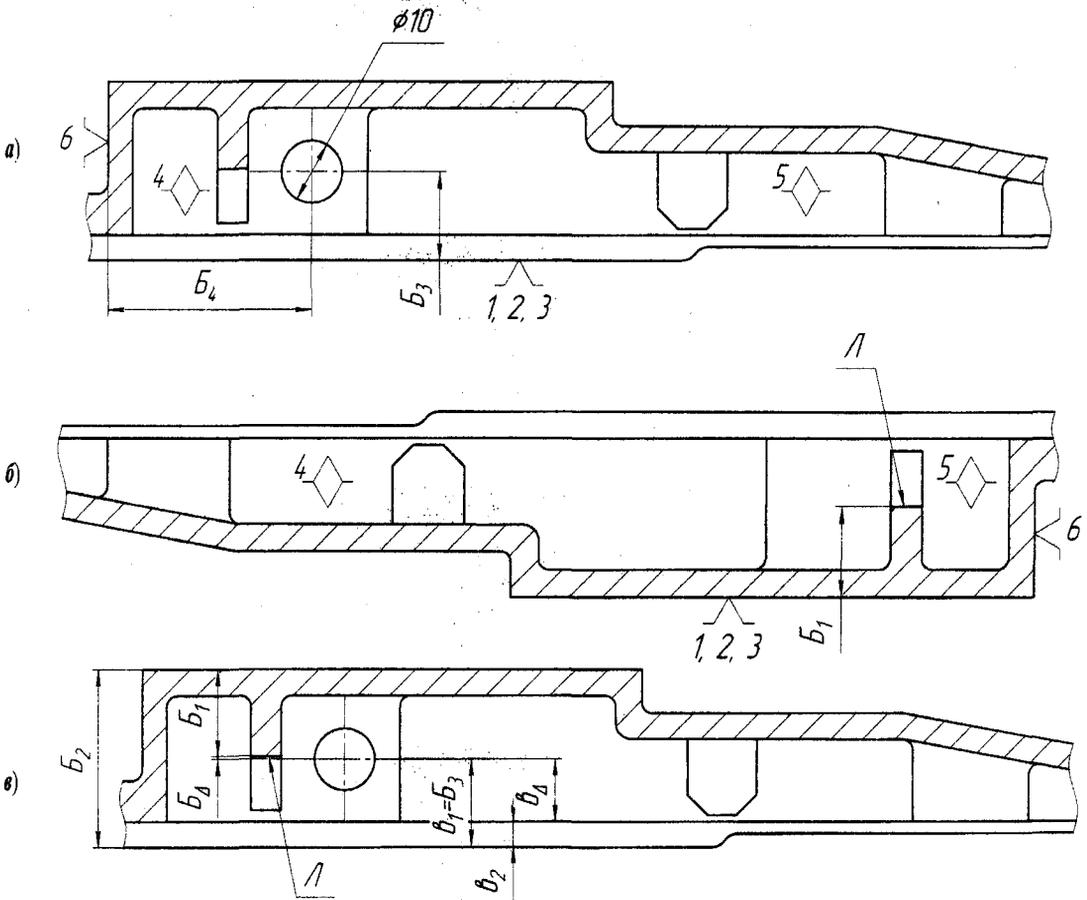


Рисунок 4 - Схемы базирования крышки:

а - обработка отверстия; б - обработка плоскости Л; в - схема технологической размерной цепи

Таким образом, действительно убеждаемся, что и второе требование (т.е. обеспечение размера  $A_{\Delta} = 5,5 \pm 0,2$  мм) не выполняется, если в станочной позиции не предусмотрена возможность регулирования положения оси шептала. Неудобным является и необходимость измерения фактического положения оси отверстия и плоскости Л крышки относительно плоскостей Г. (Следует заметить, что в рассуждениях, приведенных выше, мы не учитываем погрешностей установки режущего инструмента и погрешностей, связанных с отжигами технологической системы).

С учетом изложенных выше ограничений нами предложен и осуществлен несколько иной способ механизированной пригонки, который включает два этапа.

На первом этапе (рисунок 5 а, б) производится подборка механизма и определяется погрешность положения выступа Д, как разность между требуемым размером  $A_{\Delta}$  и измеряемым размером  $A'_{\Delta}$  - фактическим выходом выступа Д правого плеча шептала за плоскость Г. Затем производится настройка станочной установки на обработку.

На втором этапе (рисунок б) производится обработка плоскости М шептала на станочной позиции, созданной на базе плоскошлифовального станка.

Первоначальное угловое положение шептала, подлежащего обработке, должно быть точно таким, которое имело место при выполнении подборки на первом этапе. Это достигается за счет клина, с помощью которого можно довернуть шептала до положения, когда расстояние между плоскостью Н при  $\Pi_1 = E_1$ , и плоскостью С будет равно  $\Pi_2 = E_2$ . Именно в

этом положении производится касание (по искре) шлифовального круга с плоскостью  $M$  шептала, подлежащей обработке (рисунок 5, б). Далее, выдвиганием клина вправо, производится подача врезания (обработка) до момента касания правого плеча шептала (выступа  $D$ ) с плоскостью  $H$  приспособления (рисунок 6).

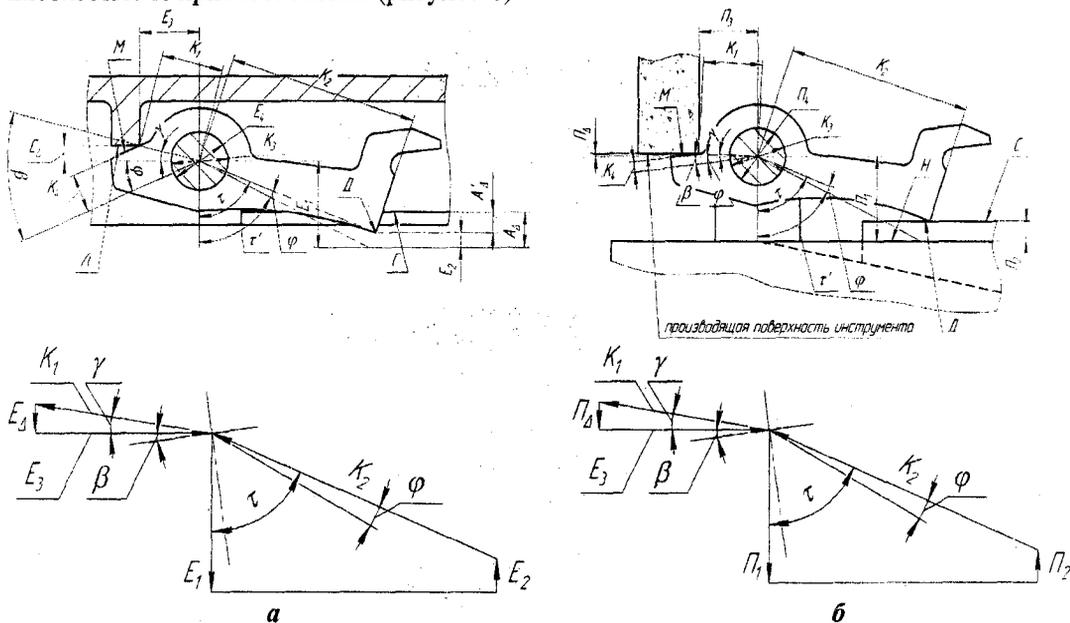


Рисунок 5 - Схемы: а - предварительной сборки механизма, б - настройки позиции на станке

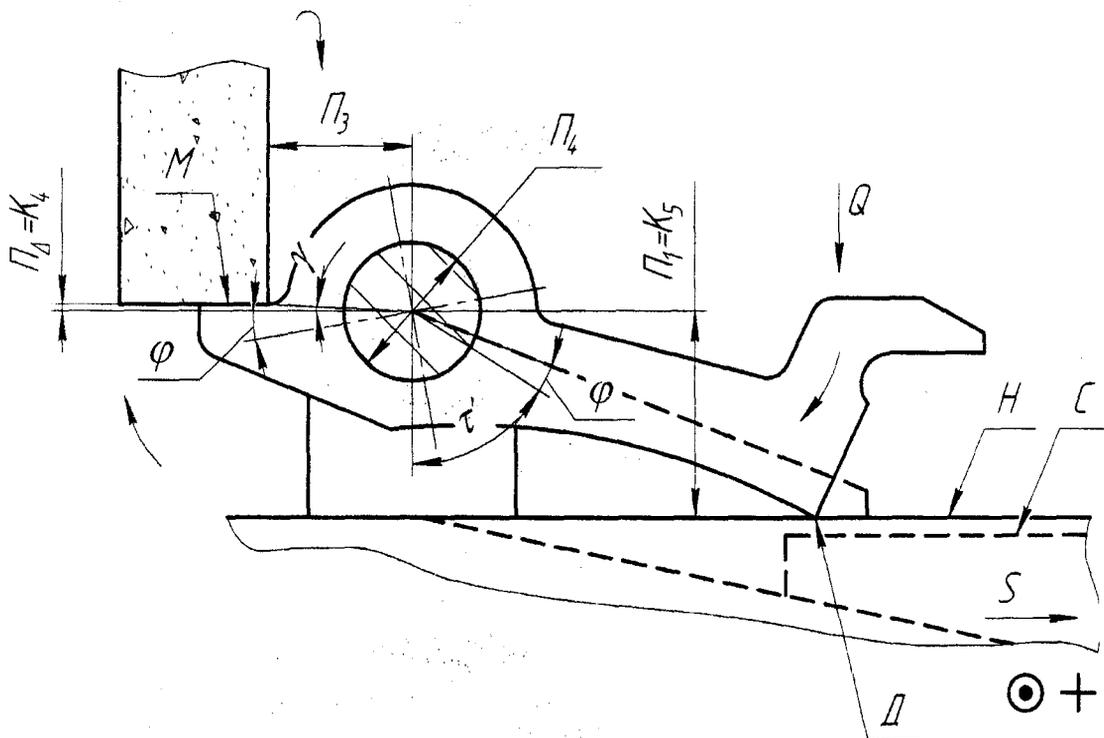


Рисунок 6 - Схема обработки шептала

Это положение (конец обработки) соответствует и достижению необходимого размера  $A_4$  в конкретном механизме (рисунок 7).

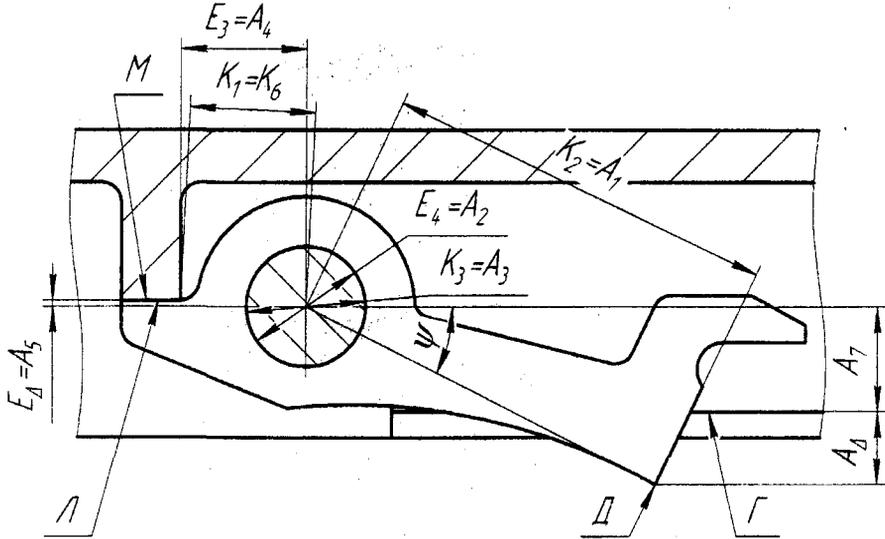


Рисунок 7 - Схема окончательной сборки механизма

При этом автоматически достигается и требуемое, для данного конкретного механизма, положение плоскости  $M$  для обеспечения нормированного контакта.

Для более наглядного представления изложенного выше приема механизированной пригонки на рисунке 8 показана совмещенная схема станочной установки и механизма. Шептало показано в двух положениях: перед обработкой (пунктиром) и после окончания обработки (сплошной линией).

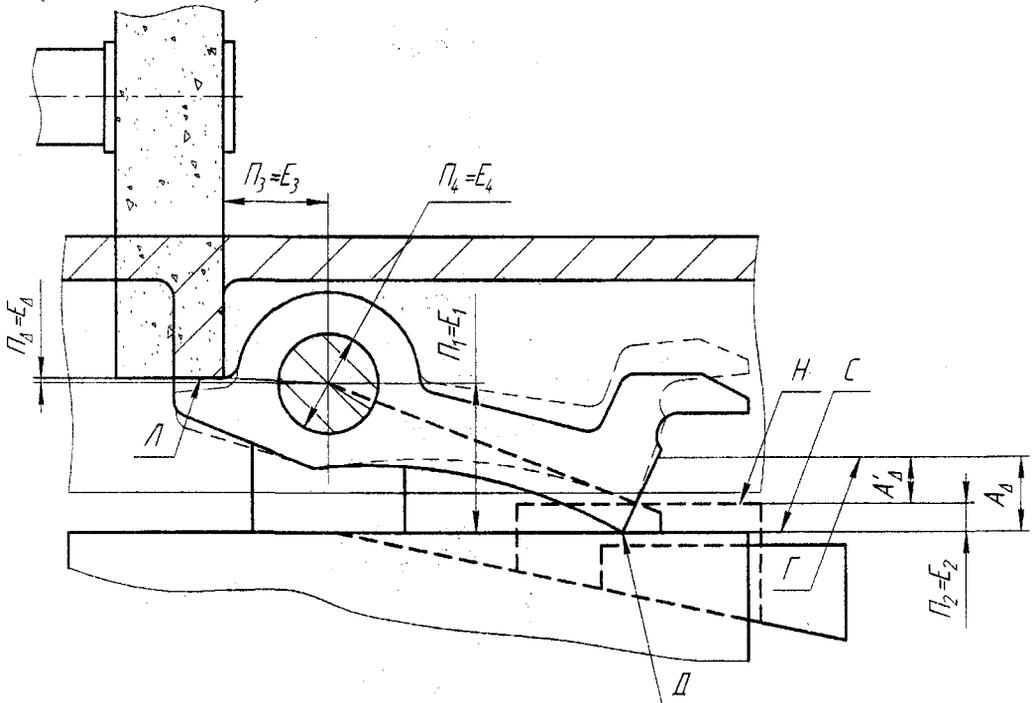


Рисунок 8 - Совмещенная схема механизма и позиции на станке

Нетрудно убедиться, что станочная позиция действительно является технологической моделью собираемого механизма, а также в том, что основное преимущество второго вари-

анта позиции перед первым - меньшее количество размерных параметров, подлежащих разовой настройке.

Так, если в первом случае (рисунок 3) для обеспечения предписанных норм точности станочная позиция предусматривает настройку по размерам  $П_1$  и  $П_3$ , то по второму варианту регулировка требуется лишь по размеру  $П_2$ , причем подача на обработку поверхности  $M$  шептала осуществляется за счет клинового механизма и не требует введения каких-либо специальных, контролирующих окончание обработки, устройств - шлифование заканчивается в момент касания правого плеча шептала с плоскостью  $H$  приспособления.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шемарин, Н.Н. Основное условие эффективности применения машинной пригонки в сборочных процессах. / Исследования в области технологии машиностроения. Механическая обработка и сборка [Текст] : сб. научных трудов / Н.Н. Шемарин, Н.А. Терехин, А.Ю. Мигай. - Тула: ТПИ, 1981. С. 56-60.

2. Размерный анализ технологических процессов [Текст] : учеб. пособие / И.А. Коганов, А.П. Никифоров, Б.И. Сотова [и др.] – Тула: Изд-во ТулГУ, 1988. - 109 с.

3. Технология сборки машин [Текст] : учеб. пособие / А.А. Маликов, А.Ю. Мигай, А.С. Ямников / под ред. А.А. Маликова. - Тула: Изд-во ТулГУ, 2011. - 127 с.

**Маликов Андрей Андреевич**  
Тульский государственный университет, г. Тула  
Доктор технических наук, доцент,  
зав. кафедрой «Технология машиностроения»;  
Тел. (84872) 33-23-10  
E-mail: [andrei-malikov@yandex.ru](mailto:andrei-malikov@yandex.ru)

**Григоров Игорь Владимирович**  
Тульский государственный университет, г. Тула  
соискатель кафедры «Технология машиностроения»;  
Тел. (84872) 33-23-10  
E-mail [tms@tsu.tula.ru](mailto:tms@tsu.tula.ru)

**Ямников Александр Сергеевич**  
Тульский государственный университет, г. Тула  
Доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»;  
Тел. (84872) 33-23-10  
E-mail: [Yamnikovas@mail.ru](mailto:Yamnikovas@mail.ru)

---

A.A. MALIKOV, Y.W. GRIGOROV, A.S. YAMNIKOV

## PRINCIPLES OF WORKING OUT OF POSITIONS FOR THE MECHANIZED ADJUSTMENT

*In article on the basis of the dimensional analysis of difficult lever mechanisms application of fitting works for achievement of accuracy of the closing size is proved. It is shown that for reduction of influence of making links on closing, has expediently overeaten adjustment to carry out technological preliminary assemblage of knot. This reception facilitates working out станочной positions for adjustment mechanisation.*

**Keywords:** the dimensional analysis closing the size, adjustment mechanisation

### BIBLIOGRAPHY

[1] Shemarin N.N., Terehin N.A., Mighai A.Ju. A core condition of engine adjustment application efficiency in the assembly processes. / Probes in the field of mechanical engineering technology. Machining and assembly: Collection of proceedings. Tula: TPP, 1981. P. 56-60.

[2] The dimensional analysis of technological processes: the educational grant/I.A. Koganov, A.P. Nikiforov, B.I. Sotova, etc. Tula, publishing house TulSU, 1988. 109 p.

[3]Technology of cars assembly: the manual /Malikov A.A., Migai A.Ju., Yaamnikov A.S./edition by A.A.Malikov. Tula: publishing house TuiSU, 2011: 127 p.

**Malikov Andrey Andreewich**  
Tula state university, Tula  
Doctor of technical science,  
head of department "Machine building technology"  
Tel.: (84872) 33-23-10  
E-mail: [andrej-malikov@yandex.ru](mailto:andrej-malikov@yandex.ru)

**Grigorov Igor Wladimirovich**  
Tula state university, Tula  
Postgraduate of department  
"Machine building technology"  
Tel.: (84872) 33-23-10  
E-mail: [tms@tsu.tula.ru](mailto:tms@tsu.tula.ru)

**Yamnikov Aleksandr Sergeevich**  
Tula state university, Tula  
Doctor of technical science,  
professor of department "Machine building technology"  
Tel.: (84872) 33-23-10  
E-mail: [Yamnikovas@mail.ru](mailto:Yamnikovas@mail.ru)

УДК 621.822  
УДК 621.98.019

Л.А. САВИН, А.В. ПРОСЕКОВА

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТРЕБУЕМЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОДШИПНИКОВ ЖИДКОСТНОГО ТРЕНИЯ

*В статье рассмотрены основные технологические факторы, влияющие на работоспособность подшипников жидкостного трения. Сделан анализ подходов к моделированию микро- и макроотклонений. Представлено влияния микро – и макроотклонений на несущую способность подшипников.*

*Ключевые слова: технологические факторы, подшипник жидкостного трения, микроотклонения, макроотклонения, статические характеристики, динамические характеристики.*

Качество опорных поверхностей подшипников жидкостного трения и валов являются одним из важных факторов обеспечения их работоспособности. При расчете и проектировании подшипников, как правило, принимают в качестве допущений об идеальности поверхностей. В это понятие входит целый комплекс факторов: гладкость, цилиндричность, непроницаемость и т.д. Реальные значения геометрических размеров и формы, а также другие свойства поверхностей являются не идеальными. В процессе обработки присутствуют дефекты при изготовлении геометрическая форма и гладкость поверхности нарушаются. Важность качества опорной поверхности проявляется во влиянии таких погрешностей как волнистость, конусность, эллипсность, шероховатость и т.д. на характеристики подшипников жидкостного трения.

Существует огромное количество различных конструктивных исполнений подшипников скольжения, основывающихся на общих принципах функционирования, гидродинамических и теплофизических процессах. Изучение подшипников жидкостного трения в первую очередь связано с изучением процессов происходящих в смазочном слое (рисунок 1). Для смазочной пленки характерны такие физические процессы как вязкость, сжимаемость, смачиваемость, ламинарные, турбулентные, суперламинарные и критические течения, связанные с достижением скорости звука. В ряде случаев значительное влияние оказывают инерционность, неньютоновские свойства, микрополярность, аэрация, гидравлические сопротивления, фазовые превращения и т.д.

При моделировании подшипников скольжения учитываются только ряд параметров, описывающих реальный объект. Это связано с тем, что при учете большего числа факторов, математическая модель, описывающая процессы происходящие при работе подшипника, становятся громоздкой и трудно решаемой. Поэтому целесообразно выделить ряд уровней моделирования (рисунок 2).

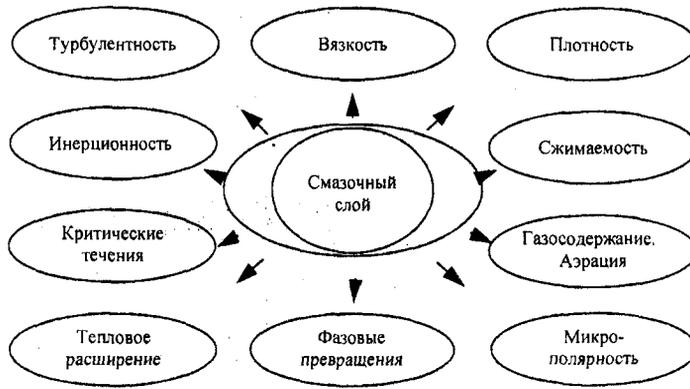


Рисунок 1 – Физические явления в смазочном слое

В зависимости от уровня в уравнении будет учитываться ряд факторов, напрямую влияющих на работоспособность подшипников скольжения. Так функциональный уровень моделирования рассматривает выбор типа подшипника и смазочного материала для конкретных условий работы. Термодинамический – теплофизические свойства смазки под влиянием различных температур и давлений в подшипнике. Геометрический – влияние геометрической формы опорных поверхностей на характеристики подшипников. Динамический – систему «ротор-подшипник жидкостного трения» как единое целое, смазочные пленки их свойства и характеристики. Кинематический – нестационарный режим смазки при заданных частотах вращения ротора. Гидродинамический – подъем ротора в результате роста давления в сужающейся части щелевого зазора при втягивании вязкого материала смачиваемыми вращающимися поверхностями. Реологический – течение смазочного материала. Гидравлический – подшипник как система гидравлических каналов, в которых происходят напорные и сдвиговые течения смазочного материала. Деформационный – влияние силовых и термических деформаций [1]. Технологический – влияние макро- и микроотклонений на характеристики подшипников. Тенденция последних лет направлена на изучении гидростатодинамических подшипников, учет технологического аспекта моделирования, так как в расчетах подшипников чаще всего принято идеализировать геометрическую форму вала и обоймы. Эти погрешности могут как улучшить характеристики подшипника, так и пагубно сказаться на его работоспособности.

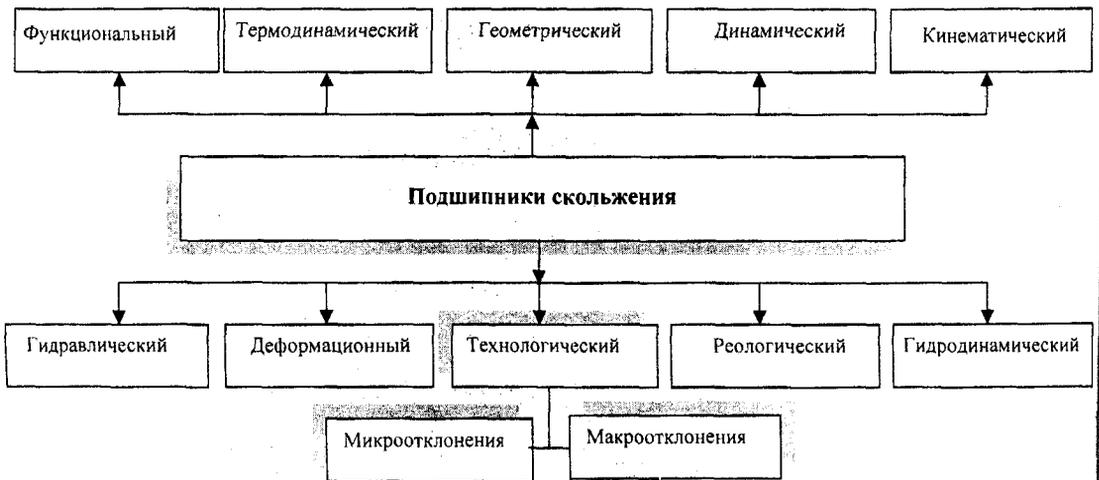
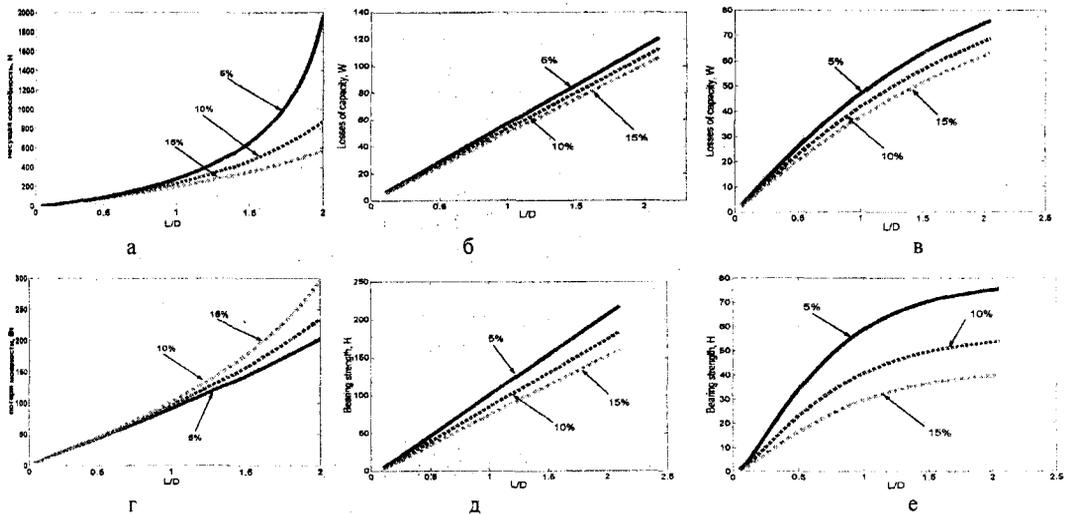


Рисунок 2 – Уровни моделирования

Одним из важных вопросов моделирования при расчете полей давления является исследование влияния величины зазора при различных видах макроотклонений поверхностей от идеальной формы. Величина зазора в значительной мере зависит от погрешностей формы, которые имеют различное значение в радиальном и осевом направлении. Вполне очевидно, что на величину зазора влияют таких макроотклонения, как эллипсность, конусность однонаправленная и разнонаправленная, бочкообразность, корсетность, волнистость. Поэтому важным является исследование влияния формы макроотклонений на основные статические (рисунок 3) и динамические характеристики подшипников жидкостного трения в режиме гидродинамической смазки. Анализ работы показал, макроотклонения в значительной степени влияют на характеристики подшипников. Так например, незначительное влияние на динамику ротора было выявлено у макроотклонений в продольном направлении, однако, при наличии макроотклонений в поперечном направлении приводит к дисбалансу роторной системы [2]. Погрешности формы в продольном направлении оказывают значительное влияние на восстанавливающий момент, что приводит к изменению динамического состояния системы. Конусность приводит к увеличению несущей способности, расходу смазочного материала и амплитуды колебания. Корсетность увеличивает несущую способность, но оказывает незначительное влияние на амплитудные характеристики. Бочкообразность уменьшает несущую способность и не оказывает влияния на амплитудные характеристики. Эллипсность не оказывает значительного влияния на несущую способность, но ведет к дестабилизации ротора из-за частотной характеристики колебаний. Помимо этого была установлена зависимость между эксцентриситетом и несущей способностью, по которой при увеличении эксцентриситета уменьшается несущая способность.



**Рисунок 3 – Зависимость несущей способности и потери мощности на трение при различных погрешностях формы**

*а – зависимость несущей способности от конусности; б – зависимость несущей способности от эллипсности; в – зависимость несущей способности от бочкообразности; г – зависимость потери мощности на трение от конусности; д – зависимость потери мощности на трение от эллипсности; е – зависимость потери мощности на трение от бочкообразности.*

Не менее важным вопросом при расчете полей давления является учет влияния шероховатости, когда ее величина соизмерима с толщиной пленки и моделировалась как случайная стохастическая величина. В результате исследований было выявлено, что данная погрешность не оказывает значительного влияния на статические характеристики подшипника, однако, максимальное давление и торцовые утечки несколько снижаются, а коэффициент трения немного увеличивается [3]. Волнистость поверхности рассматривается также соизме-

римой с толщиной смазочной пленки и задавалась как синусоидальная нерегулярность поверхности. Можно выделить нескольких видов волнистости: окружная, продольная и смешанная. Так при рассмотрении окружной волнистости при определенной частоте повторения волн происходит увеличение несущей способности и утечек. Сила трения и коэффициент трения растут с увеличением степени окружной волнистости. Продольная волнистость практически не оказывает влияния на несущую способность и торцовые утечки, но при этом происходит некоторое увеличение силы трения и уменьшение коэффициента трения. При рассмотрении влияния смешанной волнистости поверхности при небольшой частоте повторения волн происходит увеличение несущей способности по сравнению с гладкой поверхностью. При дальнейшем увеличении степени волнистости происходит уменьшение несущей способности. Сила трения увеличивается при всех частотах повторения волн. Коэффициент трения при малой степени волнистости меньше чем у гладкой поверхности и больше при увеличении степени волнистости.

Как видно из анализа материала, наибольшее влияние на характеристики подшипников скольжения оказывают макроотклонения и волнистость поверхности. Однако, вопросы влияния шероховатости и волнистости остаются не до конца изученными. Поэтому наиболее актуальным вопросом можно считать изучение влияния шероховатости и волнистости на динамические характеристики роторной системы. Результаты данных исследований могут оказаться весьма полезными при проектировании подшипников жидкостного трения, так как еще на стадии проектирования можно будет закладывать определенные параметры отклонений для получения необходимых характеристик подшипников.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Савин, Л.А. Моделирование роторных систем с опорами жидкостного трения [Текст] : монография / Л.А. Савин, О.В. Соломин. – М.: Машиностроение-1, 2006. – 444 с.
2. Данчин, И.А. Влияние отклонение формы опорных поверхностей гидростатодинамических подшипников на динамические характеристики роторных систем [Текст] / И.А. Данчин. – Орел: ОрелГТУ, - 2007. – 161 с.
3. Yaser, S. Jazayeri-M Effect of surface quality of a turbine rotor on performance of hydrodynamic journal bearing [Text] S. Yaser // materials of 25th international power system conference. – Teheran, Iran, 2010. – Pp. 52-59

Савин Леонид Алексеевич  
ФГБОУ ВПО «Госуниверситет – УНПК»  
Профессор, д.т.н.  
Тел. (4862)49-98-85  
e-mail: [savin@ostu.ru](mailto:savin@ostu.ru)

Просекова Анастасия Владимировна  
ФГБОУ ВПО «Госуниверситет – УНПК»  
Аспирант кафедры «Мехатроника и международный  
инжиниринг»  
Тел. (4862)49-98-85  
e-mail: [prosekova.anastasia@yandex.ru](mailto:prosekova.anastasia@yandex.ru)

L.A. SAVIN, A.V. PROSEKOVA

### TECHNOLOGICAL ASPECTS OF GUARANTEEING OF REQUIRED PERFORMANCE OF BEARING FLUID FRICTION

*The article deals with major technological factors affecting the performance bearings-workers fluid friction. An analysis was made of approaches to modeling of micro and macro surface irregularities. The influence was represented of micro and macro surface irregularities on the carrying capacity of bearings.*

*Keywords: technological factors, bearing fluid friction, micro surface irregularities, macro surface irregularities, static parameters, dynamic parameters.*

BIBLIOGRAPHY

- [1]Savin, L.A. Rotary systems modeling with bearing parts of a liquid friction: the monography / L.A.Savin, O.V.Solomin. – M: Mechanical engineering -1, 2006. – 444 p.  
 [2]Danchin I.A. A seatings hydrostatodynamical bearings form deviation influence on rotary systems characteristics dynamic. – Oryol: OryolSTU, - 2007. – 161p.  
 [3]Yaser, S. Jazayeri-M Effect of surface quality of a turbine rotor on performance of hydrodynamic journal bearing // materials of 25th international power system conference. – Teheran, Iran, 2010. – P. 52-59

Savin Leonid Alekseevich  
 FSBEO HPE «State university – ESPC»  
 The professor, D.T.Sc.  
 Phone: (4862)49-98-85  
 E-mail: [savin@ostu.ru](mailto:savin@ostu.ru)

Prosekova Anastasya Vladimirovna  
 FSBEO HPE «State university – ESPC»  
 The post-graduate student of chair «Mehatroniks and the international engineering»  
 Phone: (4862)49-98-85  
 E-mail: [prosekova.anastasia@yandex.ru](mailto:prosekova.anastasia@yandex.ru)

УДК 621.914

Г.А. ХАРЛАМОВ, А.С. ТАРАПАНОВ, С.И. БРУСОВ

**ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ  
 ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ ИНСТРУМЕНТОМ СО СВОБОДНЫМ  
 ИЗМЕНЕНИЕМ КОНФИГУРАЦИИ РЕЖУЩИХ ЛЕЗВИЙ**

*В статье приведено описание многообразия методов лезвийной обработки множеством движений режущего лезвия, включающих главное движение, движения подачи и изменение конфигурации режущего лезвия в процессе резания, что создает основу теоретической базы исследования как уже существующих методов лезвийной обработки, так и обработки инструментами со свободным изменением конфигурации режущих лезвий.*

*Ключевые слова:* лезвийная механическая обработка, конфигурация лезвия, свободное изменение конфигурации.

Проектирование и анализ процессов обработки резанием является трудоемкой задачей, отличающейся значительным количеством вариантов, отсутствием данных о показателях качества получаемых изделий, взаимным влиянием конструктивного оформления режущей части инструмента и параметров его движений.

Если представить все многообразие методов лезвийной обработки множеством движений режущего лезвия, включающих главное движение, движения подачи и изменение конфигурации режущего лезвия в процессе резания, то математическая основа предлагаемой методологии представляется следующим образом.

Пусть изменение конфигурации режущего лезвия может отражаться зависимостью ряда его параметров от времени. Зависимость может быть задана заранее или определяться управляющим воздействием, что создает основу теоретической базы исследования сравнительно мало известного пока класса инструментов – с возможным свободным изменением конфигурации режущих лезвий. К таким инструментам (с некоторым приближением) можно отнести иглофрезы, гибкие протяжки с шарнирным соединением режущих элементов. Во всех случаях режущее лезвие может иметь как простую (прямолинейную), так и сложную пространственную конфигурацию в наиболее сложном для анализа процессе обработки.

Учитывая сказанное, общее математическое описание процессов резания основывается на следующих предположениях:

- процесс резания целиком определяется процессом движения отрезка пространственной линии, моделирующей лезвие;
- движение лезвия происходит относительно неподвижной заготовки, хотя посредством соответствующего подбора параметров, определяющих это движение, в рассмотрение могут быть введены движения, как лезвия, так и заготовки;

- в процессе движения линия, моделирующая лезвие, может менять свою конфигурацию;
- элемент линии является бесконечно малым стержнем длиной  $ds$ , нулевой толщины, следовательно, имеющим пять степеней свободы:

– три поступательных, характеризуемых тремя компонентами вектора скорости  $\vec{V}(s,t) = \frac{d\vec{r}}{dt}$  центра масс, имеющего радиус-вектор  $\vec{r} = \vec{r}(s,t)$  ( $t$  – время,  $s$  – координата точки лезвия);

– две вращательных вокруг центра масс (вращение вокруг оси совпадающей с элементом  $ds$  не учитывается), характеризуемых вектором  $\vec{\omega}(s,t)$ .

Элемент  $ds$  (рисунок 1) в процессе движения меняет свою кривизну  $k(s,t)$  и кручение  $\chi(s,t)$ , являющиеся компонентами вектора Дарбу  $\vec{\Omega}(s,t) = \chi\vec{\tau} + k\vec{\beta}$ , где  $\vec{\tau}, \vec{\nu}, \vec{\beta}$  – единичные направляющие векторы касательной, нормали и бинормали к лезвию, определенные в точке  $\vec{r}(s,t)$ . Уравнения кинематики лезвия при перечисленных допущениях можно получить на основании свойства:

$$\nabla_s \nabla_t \vec{f}(s,t) = \nabla_t \nabla_s \vec{f}(s,t),$$

справедливого для любого дифференцируемого вектора  $\vec{f}(s,t)$ , в том числе и используемых в данной работе (здесь используются операторы  $\nabla_t \dots = \frac{\partial}{\partial t} \dots + \vec{\omega} \times \dots$ ;  $\nabla_s = \frac{\partial}{\partial s} + \vec{\Omega} \times \dots$ ).

В соответствии с вышеуказанным, уравнения движения режущего лезвия в пространстве можно записать следующим образом:

$$\frac{\partial \vec{\omega}}{\partial s} - \frac{\partial \vec{\Omega}}{\partial t} = \vec{\omega} \times \vec{\Omega}, \tag{1}$$

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial s} - \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} = \vec{V} \times \vec{\Omega} + \vec{\omega}, \tag{2}$$

$$\vec{V} = \frac{\partial \vec{r}}{\partial t}, \tag{3}$$

где  $\vec{\Omega}$  – вектор Дарбу, характеризующий конфигурацию режущего лезвия в любой момент времени  $t$ , в любой его точке  $M$ , положение которой определяется длиной дуги  $s$ , отсчитываемой от начальной точки  $M_0$  в направлении единичного, касательного к линии вектора  $\vec{\tau}$  (рисунок 1):

$$\vec{\Omega} = \vec{\Omega}(s,t).$$

Уравнения (1) и (2) формально, с математической точки зрения, характеризуют непрерывность и дифференцируемость зависимостей  $\vec{\omega}(s,t)$  и  $\vec{V}(s,t)$  как по первому, так и второму аргументам. В этих уравнениях частные производные по  $s$  и  $t$  учитывают соответствующие изменения лишь координат дифференцируемых векторов, но не базиса, в котором они определены.

Если конфигурация режущего лезвия неизменна, то вектор  $\vec{\Omega}$  зависит только от  $s$ , и эта зависимость определяется в начальный момент времени. Если  $\vec{\Omega}$  в процессе движения меняется заданным способом, то этот способ и зависимость от  $s$  точки определяются в начальный момент времени.

В обоих случаях в уравнениях (1) и (2) неизвестными являются лишь  $\vec{\omega} = \vec{\omega}(s,t)$  и  $\vec{V} = \vec{V}(s,t)$ , причем вид уравнений таков, что их решение относительно  $\vec{\omega}$  и  $\vec{V}$  определяет зависимость этих векторов лишь от координаты  $s$ , если эти векторы известны в начальной точке  $M_0$ , т. е. если известны  $\vec{\omega}(0,t)$  и  $\vec{V}(0,t)$ . Зависимость  $\vec{\omega}$  и  $\vec{V}$  от времени  $t$  в произвольной точке, соответствующей  $s$ , такая же, что и в  $M_0$ .

Отсюда, в частности, следует, что векторы  $\vec{\omega}(0,t)$  и  $\vec{V}(0,t)$  при указанных выше ограничениях на форму линии, являются теми параметрами, которые определяют процесс резания.

Рассмотрим операцию строгания плоской поверхности инструментом с прямолинейной режущей кромкой.

На рисунке 2 показана схема процесса, на которой обозначено:  $O, A_t$  – положение режущей кромки в произвольный момент времени  $t$ ;  $OA$  – положение той же кромки в начальный момент  $t = 0$ ;  $V$  – постоянная скорость поступательного движения режущей кромки (вращения нет).

После срезания слоя толщины  $h$  вновь образованная поверхность совпадает с плоскостью  $XOY$ . движение происходит вдоль оси  $OY \equiv OX_2$  с направляющим единичным вектором  $\vec{j}$ . Так что вектор скорости в любой момент времени  $t > 0$ :

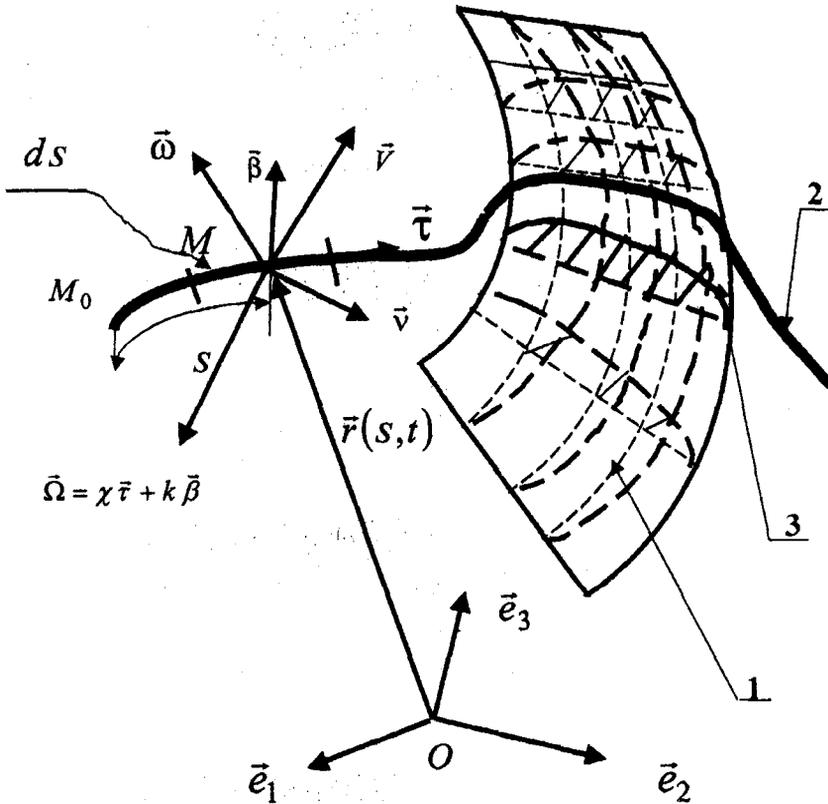


Рисунок 1 – Схема обработки сложного профиля лезвием переменной формы: 1 – обрабатываемая деталь, 2 – режущее лезвие, которое в процессе движения меняет свою форму по заданному закону, 3 – форма профиля детали, который должен быть получен

$$\vec{V} = V\vec{j} = \text{const.} \tag{4}$$

Отсутствие вращения означает, что

$$\vec{\omega} = \vec{0}. \tag{5}$$

Прямолинейность кромки означает:

$$\vec{\Omega} = \vec{0}. \tag{6}$$

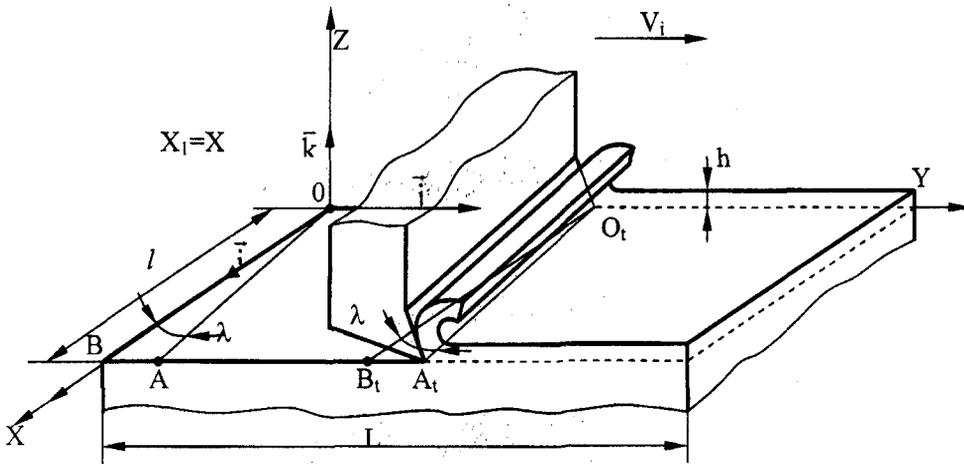


Рисунок 2 – Схема обработки

Для количественного описания начала процесса обозначим: дуговая координата  $s$ ; время  $t$ ; координаты  $X, Y, Z$ ; базисные векторы (масштаб) и начало отсчета.

- 1). Масштаб – единицы измерения длины  $L$ ;  
– единицы измерения времени  $T$ .
- 2). Шаги интегрирования – по координатам  $x, y, z$ ;  
– по длине дуги  $s$ ;  
– по времени  $t$ .

Обозначим эти шаги  $h_x, h_y, h_z, h_s, h_t$

Из геометрии следует связь:

$$h_s = \sqrt{h_x^2 + h_y^2 + h_z^2}, h_x = h_s \cos \lambda, h_y = h_s \cos \delta, h_z = h_s \cos \xi, \quad (7)$$

где  $\lambda, \delta, \xi$  – углы между элементом лезвия  $\Delta s = h_s$  и осями координат  $X, Y, Z$ .

Вначале описания процесса выбирается неподвижная система координат: точка  $O$  – начало отсчета и координатные оси. При строгании в качестве  $t$   $O$  может быть выбрана угловая точка стола. Ось  $OX$  направляется поперек стола,  $OY$  – вдоль стола,  $OZ$  – перпендикулярно столу.

- 3). Фиксация обрабатываемой детали.

Закрепив обрабатываемую деталь, мы тем самым, определяем ряд количественных характеристик ее первоначальной и конечной формы, условий ее движения (если она движется) относительно выбранной системы отсчета. Эти количественные характеристики также необходимо ввести в число параметров процесса.

Радиус-вектор произвольной точки дуги лезвия в начальный момент времени

$$\vec{r} = \vec{r}_0(s) = X_0(s)\vec{i} + Y_0(s)\vec{j} + Z_0(s)\vec{k}.$$

Функции  $X_0(s), Y_0(s), Z_0(s)$  считаются известными.

Двигаясь от точки  $s = 0$  вдоль лезвия в начальный момент времени, фиксируя свои положения на лезвии в точках

$$s_0 = 0; s_1 = h_s; s_2 = 2h_s; \dots; s_{k-1} = (k-1)h_s; \dots; s_{n-1} = nh_s; k=1; \dots; n+1$$

для каждого значения номера  $k$  по формулам для  $X_0, Y_0, Z_0$  вычислим:

$$\begin{aligned} X_{0k} &= X_0(s_k) = X_0[(k-1)h_s] \\ Y_{0k} &= Y_0(s_k) = Y_0[(k-1)h_s] \\ Z_{0k} &= Z_0(s_k) = Z_0[(k-1)h_s] \end{aligned} \quad (8)$$

Эти формулы являются дискретной реализацией исходных непрерывных формул.

- 4). Фиксируется начальное положение инструмента

Задается радиус-вектор  $\overline{OO_1}$  относительно точки  $O$  или координаты  $X_0(0) = X(0,0), Y_0(0) = Y(0,0), Z_0 = Z(0,0)$ .

Допустим, что в нашем случае заготовка детали имеет плоскую форму – прямоугольный параллелепипед, ребра которого ориентированы вдоль координатных осей.

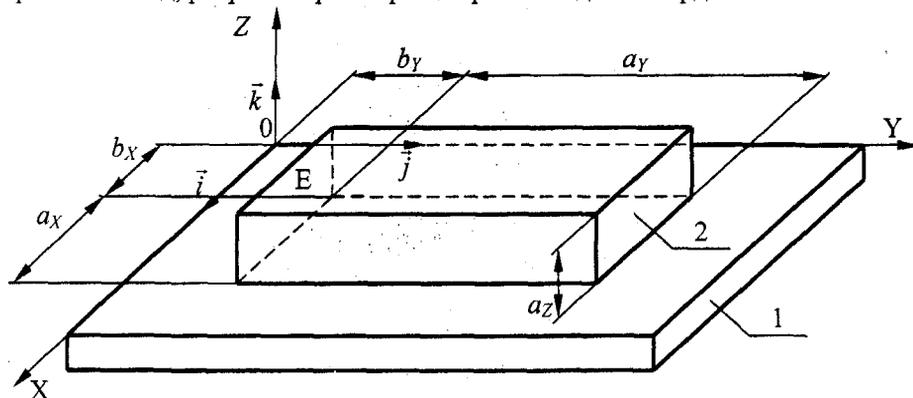


Рисунок 3 – Схема установки заготовки

На рисунке:  $a_x, a_y, a_z$  – размеры детали;  $b_x, b_y, b_z$  – отклонение точки  $E$  от начала  $O$  ( $b_z = 0$ ).

Обозначим через  $\vec{R}$  – радиус-вектор произвольной точки детали. В общем случае, когда деталь движется:  $\vec{R} = \vec{R}(t)$ . В данном случае деталь неподвижна ( $\vec{R} = \vec{i}X + \vec{j}Y + \vec{k}Z$ ).

В соответствии с чертежом деталь ограничена плоскостями:

$$X = b_x, X = b_x + a_x$$

$$Y = b_y, Y = b_y + a_y$$

$$Z = 0, Z = a_z$$

Так что для любой ее точки выполняются неравенства  $b_x \leq X \leq b_x + a_x; b_y \leq Y \leq b_y + a_y; 0 \leq Z \leq a_z$ .

Таким образом  $a_x, a_y, a_z$  – параметры;  $b_x, b_y, b_z = 0$ .

Зафиксировать положение только одной точки режущей кромки для фиксации ее начального положения мало. Вид обработанной поверхности считается известным. Значит известно уравнение этой поверхности. Ее векторное уравнение:

$$\vec{R} = \vec{R}(u, \vartheta) = \vec{i}X(u, \vartheta) + \vec{k}Z(u, \vartheta),$$

$u, \vartheta$  – это криволинейные координаты точки поверхности. В качестве этих координат могут быть взяты, например,  $X$  и  $Y$ . Тогда:

$$\vec{R} = X\vec{i} + Y\vec{j} + Z(X, Y)\vec{k}$$

В нашем случае поверхность это плоскость, параллельная плоскости стола, расположенная на высоте  $c_z$  от его поверхности (конечная цель процесса строгания в рассматриваемом примере – сделать пластину толщиной  $c_z$ . Значит надо срезать слой толщиной  $(a_z - c_z)$ ). Уравнение этой плоскости  $Z = c_z$ , при условии, что  $X$  и  $Y$  принимают значения в пределах, указанных выше, т.е.

$$\vec{R} = X\vec{i} + Y\vec{j} + c_z\vec{k}, \quad b_x \leq X \leq b_x + a_x, b_y \leq Y \leq b_y + a_y.$$

На этом этапе определяем профиль срезаемого слоя:

$$a_z = Z(X, Y).$$

По виду этого профиля определяем:

- а) сколько проходов будет делать инструмент;
- б) форму лезвия на каждом проходе;
- в) закон изменения формы на каждом проходе;
- г) ориентацию инструмента в любой момент.

Очевидно, что это сложная математико-технологическая задача, решение которой можно получить, реализовав несколько пробных попыток.

В примере учтем, что возможно срезание лишнего слоя металла за один проход. Примем возможным врезание инструмента в заготовку по всей длине сразу. Плоскость  $Z = c_z$ ;  $Y = b_y$ ;  $b_x \leq X \leq b_x + a_x$ .

С учетом допущений примем, что лезвие будет в начальный момент совпадать с этой линией. Поскольку длина лезвия  $s$  совпадает с расстоянием вдоль оси  $OX$ , отсчитываемым её от начала линии. После перечисленных выше операций получим:

$$X_0(0) = b_x; Y_0(0) = b_y; Z_0(0) = c_z - \text{положение } O_1 \text{ при } t=0;$$

$$X_0(s) = b_x + s;$$

$$Y_0(s) = b_y; Z_0(s) = c_z$$

$$\vec{r}_0(s) = \vec{i}(b_x + s) + \vec{j}b_y + \vec{k}c_z.$$

Все эти равенства справедливы при условии, что холостой ход не учитывается. При включении станка инструмент сразу же начнет врезаться в металл. Для этого момента, зная зависимость  $\vec{e}_0(s)$ , можно вычислить начальные распределения вдоль лезвия кривизны и кручения, пространственную ориентацию единичных векторов  $\vec{r}_0, \vec{v}_0, \vec{\beta}_0$ .

Так как начальная кривизна

$$k_0(s) = \sqrt{\left(\frac{d^2 X_0}{ds^2}\right)^2 + \left(\frac{d^2 Y_0}{ds^2}\right)^2 + \left(\frac{d^2 Z_0}{ds^2}\right)^2},$$

то, сначала вычисляя производные, получим:

$$\frac{dX_0}{ds} = \frac{d}{ds}(b_x + s) = 0 + 1 = 1; \quad \frac{d^2 X_0}{ds^2} = \frac{d}{ds}\left(\frac{dX_0}{ds}\right) = \frac{d1}{ds} = 0;$$

$$\frac{dY_0}{ds} = \frac{db_y}{ds} = 0, \text{ так как } b_y = \text{const, то } \frac{d^2 Y_0}{ds^2} = 0;$$

$$\frac{dZ_0}{ds} = \frac{dc_z}{ds} = 0, \text{ так как } c_z = \text{const, то } \frac{d^2 Z_0}{ds^2} = 0;$$

$$\frac{d^3 X_0}{ds^3} = 0; \quad \frac{d^3 Y_0}{ds^3} = 0; \quad \frac{d^3 Z_0}{ds^3} = 0.$$

Кручение режущего лезвия определяется формулой:

$$\chi_0(s) = -\frac{1}{k_0^2(s)} \begin{vmatrix} \frac{dX_0}{ds} & \frac{dY_0}{ds} & \frac{dZ_0}{ds} \\ \frac{d^2 X_0}{ds^2} & \frac{d^2 Y_0}{ds^2} & \frac{d^2 Z_0}{ds^2} \\ \frac{d^3 X_0}{ds^3} & \frac{d^3 Y_0}{ds^3} & \frac{d^3 Z_0}{ds^3} \end{vmatrix} = -\frac{1}{k_0^2(s)} \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix} = -\frac{1}{k_0^2(s)} \cdot 0 \quad (9)$$

Но в этой записи  $k_0(s)$  также равно нулю. Получаем неопределенность, поэтому учтем смысл понятия кручения  $\chi_0(s)$ . Эта количественная характеристика степени отклонения формы лезвия от плоскости. Так как лезвие – прямая линия, которая всегда может быть расположена на какой-то плоскости, значит, отклонение от плоской формы отсутствует. Следовательно, кручение равно нулю  $\chi_0(s) = 0$ .

Таким образом, кривизна и кручение в нашем случае равны нулю.

Определяем единичные векторы трехгранника Френе.

В начальный момент  $t = 0$ :

– касательный вектор  $\vec{\tau}_0 = \vec{i} \frac{dX_0}{ds} + \vec{j} \frac{dY_0}{ds} + \vec{k} \frac{dZ_0}{ds} = \vec{i} \cdot 1 + \vec{j} \cdot 0 + \vec{k} \cdot 0 = \vec{i}$ , т.е.  $\vec{\tau}_0 = \vec{i}$ ;

– вектор нормали  $\vec{v}_0 = \frac{1}{k_0(s)} \left( \vec{i} \frac{d^2 X_0}{ds^2} + \vec{j} \frac{d^2 Y_0}{ds^2} + \vec{k} \frac{d^2 Z_0}{ds^2} \right)$ .

Если подставлять сюда значения соответствующих величин, то опять получим неопределенность. Ввиду этого вектор  $\vec{v}_0$  может быть направлен произвольно. Поэтому направим его в направлении  $O_y$ , то есть примем, что  $\vec{v}_0 = \vec{j}$ .

Тогда:  $\vec{\beta}_0 = \vec{\tau}_0 \times \vec{v}_0 = \vec{i} \times \vec{j} = \vec{k}$ .

Т.о. трехгранник Френе совпадает с трехгранником Декарта:  $(\vec{\tau}_0, \vec{v}_0, \vec{\beta}_0) = (\vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$ .

Разложение векторов  $\vec{\tau}_0, \vec{v}_0, \vec{\beta}_0$  по базису  $(\vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$  в результате имеет вид:

$$\begin{aligned} \vec{\tau}_0 &= 1 \cdot \vec{i} + 0 \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k} \\ \vec{v}_0 &= 0 \cdot \vec{i} + 1 \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k} \\ \vec{\beta}_0 &= 0 \cdot \vec{i} + 0 \cdot \vec{j} + 1 \cdot \vec{k} \end{aligned} \tag{10}$$

Обратимся теперь к описанию кинематики режущего лезвия инструмента. Она описывается уравнениями:

$$\frac{\partial \vec{\omega}}{\partial s} - \frac{\partial \vec{\Omega}}{\partial t} = \vec{\omega} \times \vec{\Omega}; \quad \frac{\partial \vec{V}}{\partial s} = \vec{V} \times \vec{\Omega} + \vec{\omega} \times \vec{\tau}$$

Рассмотрим первое уравнение. Оно переписывается сначала в виде:

$$\frac{\partial \vec{\omega}}{\partial s} = \vec{\omega} \times \vec{\Omega} + \frac{\partial \vec{\Omega}}{\partial t}$$

В этой записи  $\vec{\Omega}$  – это вектор Дарбу. Он описывает сразу и кривизну и кручение элемента нити, а так же указывает, вокруг какого направления в пространстве произошли эти изменения формы. Этот вектор выражается через кривизну  $k$  и кручение  $\chi$  по следующей формуле:  $\vec{\Omega} = \chi \vec{\tau} + k \vec{v}$ . В нашем случае  $\chi = 0, k = 0$ . Поэтому  $\vec{\Omega} = 0$  – нулевой вектор.

Допускается, что форма инструмента (режущей кромки) является задаваемой величиной. Если вектор  $\vec{\Omega} = \vec{\Omega}_0(s)$  в начальный момент  $t=0$  определяется по известной функции  $\vec{r} = \vec{r}_0(s)$ , то для любого момента времени это сделать нельзя, поскольку в любой момент времени функция  $\vec{r} = \vec{r}(s, t)$  неизвестна и подлежит определению.

Поскольку конечная форма обрабатываемой поверхности известна, то, зная ее можно предположить закон изменения формы инструмента с течением времени. Например, пусть конечная форма поверхности выпуклая:

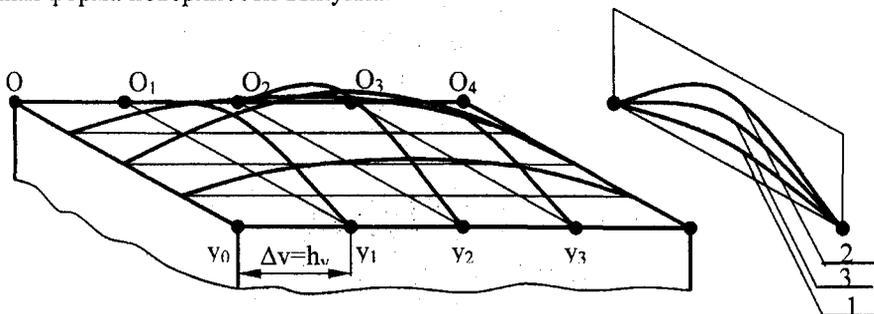


Рисунок 4 – Выпуклая форма обрабатываемой поверхности

Можно допустить равномерное движение инструмента, с постоянной скоростью  $V_Y = V$ . В начальный момент, когда  $y = y_0$  в сечении поверхности имеем прямую линию, в следующий момент времени  $t_1 = \frac{\Delta Y}{V} = \frac{h_Y}{V}$ .

Форма сечения поверхности выпукла, в  $t_2$  – опять изменилась. Этому соответствуют формы кромки: 0, 1, 2, ... – их кривизна с течением времени меняется, она должна быть задана.

Закон изменения задается (для каждого значения  $t$ ) как скорость изменения кривизны и кручения лезвия по отношению к имеющемуся профилю и пространственной ориентации.

Иными словами задается  $\frac{\partial \bar{\Omega}}{\partial t} = \bar{f}(s)$ .

В нашем случае лезвие плоское, прямолинейное, так как конечная поверхность – плоскость. Поэтому, как было показано при  $t=0$ ;  $\bar{\Omega}(s) = 0$ ;  $\frac{\partial \bar{\Omega}(s)}{\partial t} = \bar{f}(s) = 0$ .

Определение распределения угловой скорости  $\bar{\omega}$  вращения элементов лезвия, то есть решения записанного выше уравнения для  $\bar{\omega}$  находится для координат вектора  $\bar{\omega}$ . Удобно сначала решить его для координат  $\omega_\tau, \omega_\nu, \omega_\beta$  этого вектора – его проекций на направления касательной  $\bar{\tau}$ , нормали  $\bar{\nu}$ , бинормали  $\bar{\beta}$ , так как, определив  $\omega_\tau, \omega_\nu, \omega_\beta$  мы будем знать с какими угловыми скоростями при заданной исходной форме лезвия, при заданной скорости ее изменения элемент лезвия будет поворачиваться вокруг своего исходного положения, а не искусственно введенных осей  $O_X, O_Y, O_Z$ . Зная эти скорости, можно сделать, например, оценки возможностей их технической реализации, режущей способности элемента лезвия после совершения соответствующего поворота (углы резания изменятся).

Для решения исходное уравнение переписывается в другом виде:

$$\frac{\partial \bar{\omega}}{\partial s} = A(s) \cdot \bar{\omega} + \bar{f}(s).$$

Здесь  $A(s) = \begin{bmatrix} 0 & k(s) & 0 \\ -k(s) & 0 & \chi(s) \\ 0 & -\chi(s) & 0 \end{bmatrix}$  – матрица коэффициентов.

В нашем случае  $A(s)$  – нулевая матрица,  $\bar{f}(s) = \frac{\partial \bar{\Omega}(s)}{\partial t} = 0 = (0, 0, 0)$  – нулевой вектор.

Решается уравнение в произвольном случае следующим образом. Сначала оно переписывается в матричном виде:

$$\frac{\partial}{\partial s} \begin{bmatrix} \omega_\tau \\ \omega_\nu \\ \omega_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & k(s) & 0 \\ -k(s) & 0 & \chi(s) \\ 0 & -\chi(s) & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_\tau \\ \omega_\nu \\ \omega_\beta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} f_\tau(s) \\ f_\nu(s) \\ f_\beta(s) \end{bmatrix} \quad (11)$$

Этому уравнению ставится в соответствие другое, в котором неизвестной величиной является матрица

$$X(s) = \begin{bmatrix} X_{11} & X_{12} & X_{13} \\ X_{21} & X_{22} & X_{23} \\ X_{31} & X_{32} & X_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{11}(s) & X_{12}(s) & X_{13}(s) \\ X_{21}(s) & X_{22}(s) & X_{23}(s) \\ X_{31}(s) & X_{32}(s) & X_{33}(s) \end{bmatrix} \quad (12)$$

которая при  $S=0$  является единичной  $X(0) = I$ .

Матрица  $X(s)$  называется матрицантом. Это уравнение имеет вид:

$$\frac{\partial X}{\partial s} = A \cdot X. \quad (13)$$

Его решение:

$$X(s) = I + \int_0^s A(s) ds + \int_0^s A(s) \int_0^s A(s) ds + \dots \quad (14)$$

Число слагаемых в этой сумме определяется требуемой точностью вычислений. При интегрировании матрицы интегрируется каждый ее элемент. После того, как матрица  $X(s)$  окажется вычисленной, вектор  $\bar{\omega}(s)$  определяется путем умножения  $X(s)$  на вектор

$$\bar{\omega}_0 + \int_0^s X(s)^{-1} \bar{f}(s) ds.$$

В нашем случае:  $\bar{\omega}_0 = \bar{0}$ ;  $\bar{f}(s) = \bar{0}$ ;  $\frac{\partial X}{\partial s} = 0 \rightarrow X = I$ , поэтому  $\bar{\omega}(s) = 0$ .

После того как компоненты  $\omega_\tau$ ,  $\omega_v$ ,  $\omega_\beta$  найдены, можно найти  $\omega_x$ ,  $\omega_y$ ,  $\omega_z$ :

$$\begin{aligned} \bar{\omega} = \omega_\tau \bar{\tau} + \omega_v \bar{V} + \omega_\beta \bar{\beta} = \omega_\tau [\tau_x \bar{i} + \tau_y \bar{j} + \tau_z \bar{k}] + \omega_v [v_x \bar{i} + v_y \bar{j} + v_z \bar{k}] + \\ + \omega_\beta [\beta_x \bar{i} + \beta_y \bar{j} + \beta_z \bar{k}] = \bar{i} (\omega_\tau \tau_x + \omega_v v_x + \omega_\beta \beta_x) + \bar{j} (\dots) + \bar{k} (\dots) \end{aligned} \quad (15)$$

В нашем случае:  $\omega_x = \omega_y = \omega_z = 0$ .

После вычисления вектора  $\bar{\omega}(s)$  в начальный момент, вычисляется распределение вектора скорости  $\bar{V}(s)$  в тот же момент при условии, что при  $s=0$  величина и направление вектора  $\bar{V} = \bar{V}_0$  – известны.

Для определения распределения  $\bar{V}(s)$  используется тот же матрицант  $X(s)$ . Матрицанты  $X(s)$  для  $\bar{\omega}(s)$  и для  $\bar{V}(s)$  всегда одни и те же.

Сначала, как и с вектором  $\bar{\omega}(s)$  определяются компоненты  $V_\tau, V_v, V_\beta$  по формулам:

$$\begin{bmatrix} V_\tau \\ V_v \\ V_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{11} & X_{12} & X_{13} \\ X_{21} & X_{22} & X_{23} \\ X_{31} & X_{32} & X_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{0\tau} \\ V_{0v} \\ V_{0\beta} \end{bmatrix} + \int_0^s X(Z)^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \omega_\tau \\ \omega_v \\ \omega_\beta \end{bmatrix} dZ. \quad (16)$$

После выполнения всех действий, в правой части получится матрица-столбик, первая строка которого будет равна  $V_\tau$ , вторая  $V_v$ , третья  $V_\beta$ .

В результате окажется, что распределение вектора  $\bar{V}$  дается в базисе векторов

$$\begin{aligned} \bar{\tau}(s,0) = \bar{\tau}_0(s), \bar{v}(s,0) = \bar{v}_0(s), \bar{\beta}(s,0) = \bar{\beta}_0(s), \\ \bar{V} = V_\tau \bar{\tau} + V_v \bar{v} + V_\beta \bar{\beta} \end{aligned} \quad (17)$$

Подставив сюда выражения для  $\bar{\tau}, \bar{v}, \bar{\beta}$ , через  $\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$  можно (как и с вектором  $\bar{\omega}$ ) определить координаты  $V_x = V_x(s,0)$ ,  $V_y = V_y(s,0)$ ,  $V_z = V_z(s,0)$ .

В нашем примере:  $X(s)$  – это единичная матрица. Значит, обратной к ней, является так же единичная матрица. Вектор  $\bar{\omega} = 0$ . Кроме того  $V_\tau = 0$ ;  $V_v = V$  – заданная величина.  $V_\beta = 0$ . В результате сходное равенство получает вид:

$$\begin{bmatrix} V_\tau \\ V_v \\ V_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ V \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \cdot 0 + 0 \cdot V + 0 \cdot 0 \\ 0 \cdot 0 + 1 \cdot V + 0 \cdot 0 \\ 0 \cdot 0 + 0 \cdot V + 1 \cdot 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ V \\ 0 \end{bmatrix} \quad (18)$$

Отсюда следует, что  $V_\tau(s) = 0$ ;  $V_v(s) = V$ ;  $V_\beta(s) = 0$ .

Далее необходимо определить радиус-вектор точек лезвия в произвольный момент времени:

$$\bar{\tau} = \bar{\tau}_0 + \int_0^t \bar{V}(s, t) dt \tag{19}$$

Интегрирование проводится численно. Для этого выбирается шаг интегрирования  $h_t$  – малая величина. При  $t_0 = 0$  вектор  $\bar{V}(s, 0)$  уже определен. Тогда следующим моментом является момент  $t_1 = 1 \cdot h_t = h_t$ , за ним следует  $t_2 = 2 \cdot h_t$  и т. д.

Так как величина  $h_t$  считается малой, то для момента  $t_1$  можно записать приближенное равенство:  $\int_0^{t_1} \bar{V}(s, t) dt \cong \bar{V}(s, 0) \cdot h_t = \bar{V}_0(s) \cdot h_t$ .

В этой записи распределение  $\bar{V}_0(s)$  – найдено выше. Таким образом, для момента  $t = t_1$ :

$$\begin{aligned} X_1(s) &= X(s, t_1) = X_0(s) + V_{0X}(s) \cdot h_t \\ Y_1(s) &= Y(s, t_1) = Y_0(s) + V_{0Y}(s) \cdot h_t \\ Z_1(s) &= Z(s, t_1) = Z_0(s) + V_{0Z}(s) \cdot h_t \end{aligned} \tag{20}$$

В нашем случае:

$$\begin{aligned} X_1(s) &= X_0(s) \\ Y_1(s) &= Y_0(s) + V_0 \cdot h_t \\ Z_1(s) &= Z_0(s) \end{aligned} \tag{21}$$

После завершения этих вычислений, весь описанный выше процесс вычислений повторяется.

Ранее [1] перечислены все возможные параметры, определяющие процесс резания. Однако, как видно более точным было бы считать определяющими лишь те параметры, которые необходимо задавать:

- 1) три компоненты  $\bar{r}_0(s)$  при  $t = 0$ ;
- 2) три компоненты  $\bar{\omega}(s)$  при любом  $t$ ;
- 3) три компоненты  $\bar{V}(s)$  при любом  $t$ ;
- 4) компоненты  $\bar{f}(s) = \frac{\partial \bar{\Omega}(s)}{\partial t}$  при любом  $t$ .

Если не детализировать процесс обработки резанием, то можно утверждать, что в основном эти параметры характеризуют процесс. Меняя их, рассматривая определенные сочетания, можно классифицировать различные виды обработки резанием.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Харламов, Г.А. Теория проектирования процессов лезвийной обработки [Текст] / Г.А. Харламов, А.С. Тарапанов. – М.: Машиностроение, 2003. – 252 с: ил.
2. Харламов, Г.А. Математические основы виртуального представления и анализа процессов лезвийной обработки [Текст] / Г.А. Харламов, А.С. Тарапанов, В.С. Шоркин // Издательство «Машиностроение». Справочник. Инженерный журнал. - №2-3. - 2003.

Харламов Геннадий Андреевич  
ФГОУ ВПО «Государственный  
университет – УПНК», г. Орел,  
Россия

д.т.н., профессор, профессор ка-  
федры «Технология машиностро-  
ения и конструкторско-  
технологическая информатика»

Телефон: (4862) 541503

Тарапанов Александр Сергеевич  
ФГОУ ВПО «Государственный  
университет – УПНК», г. Орел,  
Россия

д.т.н., профессор, профессор ка-  
федры «Технология машиностро-  
ения и конструкторско-  
технологическая информатика»

Телефон: (4862) 541503

Брусов Сергей Иванович  
ФГОУ ВПО «Государственный  
университет – УПНК», г. Орел,  
Россия

к.т.н., доцент, заведующий кафе-  
дрой «Технология машиностроения  
и конструкторско-технологическая  
информатика»

Телефон: (4862) 541503;

E-mail: [bsi16177@gmail.com](mailto:bsi16177@gmail.com)

G.A. KHARLAMOV, A.S. TARAPANOV, S.I. BRUSOV

## THEORETICAL SUBSTANTIATION OF NEW MACHINING TECHNOLOGIES BY THE TOOL WITH FREE CHANGE OF THE CONFIGURATION OF CUTTING EDGES

*In article the description of variety of machining methods by set of movements of the cutting edge including change of the cutting edge configuration that creates the theoretical basis of research both already existing methods cutting machining, and processings by tools with free change configuration of cutting edges is resulted.*

**Keywords:** cutting machining, cutting edge configuration, free change configuration.

### BIBLIOGRAPHY

[1]Kharlamov G. A, Tarapanov A.S. A theory of projecting the blade processings designing. – M: Mechanical engineering, 2003. – 252 p: illustrations.

[2]Kharlamov G. A, Tarapanov A.S., Shorkin V. S. Mathematical bases of virtual representation and the analysis of blade mashing processes //Publishing house "Mechanical engineering". A directory. Engineering magazine №2 - №3, 2003.

Kharlamov Gennadyi Andreevich  
FSBEO HPE «State university –  
ESPC», Oryol, Russia

D.T.Sc., professor, professor of chair  
«Technology of mechanical engineer-  
ing and konstrukting-technological  
informatic»

Phone: (4862) 541503

Tarapanov Alexandr Sergeevich  
FSBEO HPE «State university –  
ESPC», Oryol, Russia

D.T.Sc., professor, professor of chair  
«Technology of mechanical engineer-  
ing and konstrukting-technological  
informatic»

Phone: (4862) 541503

Brusov Sergey Ivanovich  
FSBEO HPE «State university –  
ESPC», Oryol, Russia

C.T.Sc., senior lecturer, managing  
chair «Technology of mechanical  
engineering and konstrukting-  
technological informatic»

Phone: (4862) 541503;

E-mail: [bsi16177@gmail.com](mailto:bsi16177@gmail.com)

УДК 621.91

В.С. ШОРКИН, И.В. ОВСЯНИКОВА, А.С. ТАРАПАНОВ, А.Г. ДЕРЕНГОВСКИЙ

## АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЧНОСТИ РЕЖУЩЕГО КЛИНА ИНСТРУМЕНТА ПРИ ОБРАБОТКЕ ХРУПКИХ МАТЕРИАЛОВ

*В статье представлен вариант аналитического определения прочности режущего клина инструмента при обработке хрупких материалов. Приводятся данные по расчету режущего клина резца, оснащенного нитридом бора. Дается методика проведения инженерных расчетов режущего клина и выбора допустимых режимов обработки.*

**Ключевые слова:** лезвийная обработка, определение напряженно-деформированного состояния инструмента, режимы резания, напряженно-деформированного состояние режущего клина.

Обработка резанием является универсальным методом размерной обработки. Метод позволяет обрабатывать поверхности деталей различной формы и размеров с высокой точностью из наиболее используемых конструкционных материалов. Он обладает малой энергоемкостью и высокой производительностью. Вследствие этого обработка резанием является основным, а иногда и единственным, используемым в промышленности процессом размерной обработки деталей.

Отличительной особенностью лезвийной обработки является наличие у обрабатываемого инструмента острого режущего лезвия определенной геометрической формы. Основным режущим элементом любого лезвия является клин. Его твердость и прочность должны существенно превосходить твердость и прочность обрабатываемого материала, обеспечивая его режущие свойства. К инструменту прикладывается усилие резания, равное силе сопротивления материала резанию, и сообщается перемещение относительно заготовки с определенной скоростью  $V$ . Под действием приложенного усилия режущий клин врезается в заготовку и, разрушая обрабатываемый материал, срезает с поверхности заготовки стружку.

В настоящее время, даже для простых процессов резания, не связанных со сложной конфигурацией режущих лезвий инструмента, точное определение местных напряжений, действующих на инструмент вблизи режущего клина не поддается существующим аналитическим методам расчета.

Сложность экспериментального изучения напряженно-деформированного состояния в окрестности остроугольного концентратора режущего клина инструмента связана с малыми размерами зоны, в которой начинает развиваться процесс разрушения, в случае процесса резания – трудностью введения датчиков в зону резания. Отсюда следует необходимость теоретического изучения процесса. Однако и оно осложняется тем, что классическая модель упругой среды не предполагает использование краевых условий, задаваемых на ребрах и угловых точках границы, что приводит к появлению бесконечных значений напряжений и деформаций в их окрестностях. Это физически не реально. Поэтому, не смотря на большое количество важных теоретических и экспериментальных результатов, полученных в рамках классической теории, для более детального изучения процесса необходимо использование таких моделей деформируемого тела, которые приводят к конечным расчетным значениям напряжений и деформаций в окрестности остроугольного концентратора напряжений. Подобные модели среды в настоящее время имеются. Однако они еще мало используются для решения практически важных задач, таких как резание материалов.

Вопросами сложно-напряженного состояния режущего клина и его расчетами на прочность занимались многие известные ученые, работавшие в области теории резания [1],[2],[3],[4].

В классической линейной теории упругости, которая используется при расчете напряженно – деформированного состояния режущего инструмента, данная задача решается без ограничений на силы и перемещения в угловых точках границы. Это приводит к бесконечным значениям этих величин, что видно из следующих рассуждений. Уравнения равновесия в напряжениях имеют вид:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} = 0; \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\varphi\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial r} + \frac{2}{r} \sigma_{r\varphi} = 0 \quad (1)$$

Компоненты напряжений определяются с помощью формул:

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{r} \frac{\partial F}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 F}{\partial r^2}; \sigma_{\varphi\varphi} = \frac{\partial^2 F}{\partial r^2}; \sigma_{r\varphi} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial F}{\partial \varphi} - \frac{1}{r} \frac{\partial^2 F}{\partial r \partial \varphi} \quad (2)$$

К этим уравнениям добавляется уравнение совместности деформаций, выраженных с помощью определяющих соотношений для напряжения через функцию Эри  $F(r)$ :

$$\left( \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \right) \left( \frac{\partial^2 F}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial F}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi^2} \right) = 0 \quad (3)$$

Функция Эри определяется в виде:

$$\begin{aligned}
 F = & \alpha \ln r + \beta r^2 + \gamma r^2 \ln r + \delta r^2 \varphi + \varepsilon \varphi + \\
 & + \frac{ar}{2} \varphi \sin \varphi + (a_1 r + b_1 r + a_1' r^{-1} + b_1' r \ln r) \cos \Theta + \frac{br}{2} \varphi \cos \varphi + \\
 & + (c_1 r + d_1 r^3 + c_1' r^{-1} + d_1' r \ln r) \sin \varphi + \sum_{n=2}^{\infty} (a_n r^n + b_n r^{n+2} + a_n' r^{-n} + b_n' r^{-n+2}) \cos n\Theta + \\
 & + \sum_{n=2}^{\infty} (c_n r^n + d_n r^{n+2} + c_n' r^{-n} + d_n' r^{-n+2}) \sin n\Theta
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

Неизвестные коэффициенты определяются на основании краевых условий. Требование обращения напряжений на бесконечности ( $r \rightarrow \infty$ ) в ноль, приводит к сохранению в выражении для  $F(r)$  только отрицательных степеней  $r$ , значит бесконечных значений напряжений при  $r \rightarrow 0$ .

В качестве примера рассматривается резец со следующими геометрическими параметрами: передний угол  $10^\circ$ , задний угол  $10^\circ$ . При расчете предполагается, что материалом режущей кромки является нитрид бора. Расчет проводится для нормального к кромке сечения, где  $\alpha = 70^\circ$ .

В качестве краевых условий (нормальные и касательные напряжения на гранях клина) подставляются экспериментально определенные данные. Контактные напряжения на задней поверхности:  $\bar{\sigma}_s = 3 \text{ МН} / \text{м}^2$ ,  $\bar{\tau}_s = 6 \text{ МН} / \text{м}^2$ , на передней поверхности:  $\bar{\sigma}_n = 24 \text{ МН} / \text{м}^2$ ,  $\bar{\tau}_n = 9 \text{ МН} / \text{м}^2$ . Значение сосредоточенной в вершине силы  $F$  считается равной нулю. Ввиду малости зоны неклассического решения краевые напряжения приняты постоянными.

Поле радиальных и касательных напряжений, которые развиваются в режущей кромке при заданном нагружении изображено на рисунке 1.

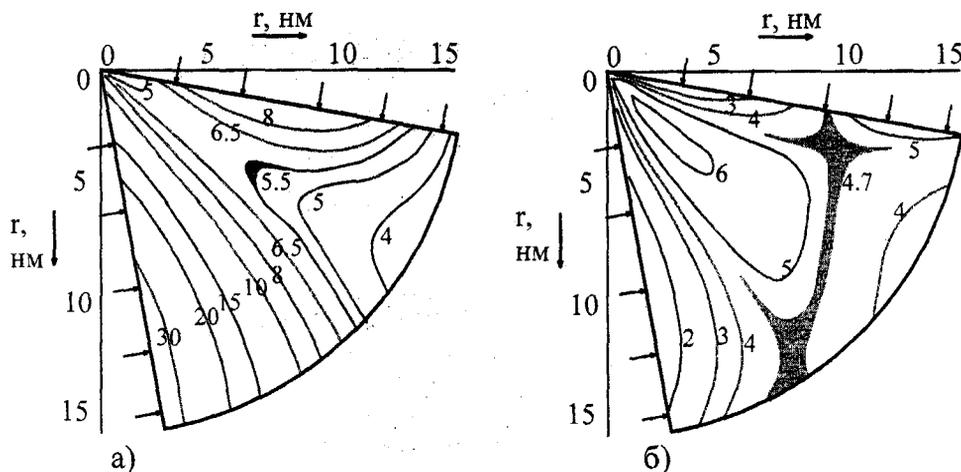


Рисунок 1 - Поле а) радиальных  $\sigma_{rr}, 10^8 \text{ Н/м}^2$ , б) касательных  $\sigma_{r\varphi}, 10^8 \text{ Н/м}^2$  напряжений в окрестности режущей кромки

На рисунке 2 приведен график напряжения  $\sigma_{rr}$  вдоль биссектрисы угла.

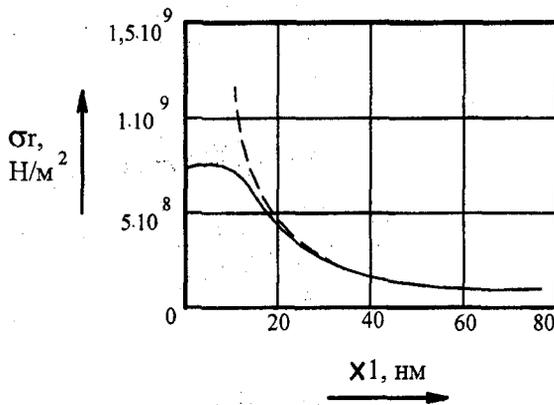


Рисунок 2 – График напряжений  $\sigma_{rr}$  вдоль биссектрисы угла (----- разработанный метод, ---- классическая теория)

Из графиков следует, что на расстоянии от 0 до  $R=1,6 \cdot 10^{-8}$  м от вершины клина действует только градиентная теория, от  $1,6 \cdot 10^{-8}$  до  $2 \cdot 10^{-8}$  м обе теории дают приблизительно одинаковый результат, от  $2 \cdot 10^{-8}$  м до  $\infty$  действует классическая теория. Величина  $R$  определялась из условия касания классического и неклассического графиков.

Если максимум напряжений или их интенсивность превысят предел прочности, то начнется разрушение режущей кромки.

Для инженерных расчетов предлагается следующая методика определения напряженного состояния режущего клина инструмента.

1. Для заданных условий резания (вид обработки, материал инструмента, обрабатываемый материал, заданная точность и качество обработки...) на основании справочной литературы выбираются режимы резания.

2. С помощью формул из теории резания определяются силы резания и соответствующие им кривые распределения контактных напряжений (которые в данной работе приняты конгруэнтными).

3. Решается неклассическая задача о напряженно-деформированном состоянии в окрестности вершины режущего клина.

4. При тех же краевых условиях решается классическая задача в остальной части режущего клина. Сопряжение полей напряжений происходит по кривой их касания на биссектрисе.

Для проверки условий, при которых напряжения или их интенсивность меньше предельных значений, достаточно найти максимальную интенсивность напряжений и сравнить с предельно допустимым значением. Практическая иллюстрация представлена на рисунке 3.

Точка А находится в области рекомендуемых режимов резания; точка В – в области недопустимых режимов резания.

В качестве примера определены допустимые режимы резания при использовании пластин из композита 01 (Эльбор - Р) при обработке различных материалов. Полученные результаты совпадают со справочными данными.

При разработке данной методики расчета напряжений и деформаций в окрестности вершины плоского клина, заключающейся в сочетании классического и предложенного способов их определения, применительно к режущему инструменту, проведен анализ возможности появления трещин и разрушения материала. Это позволило рассчитать напряженное состояние в окрестности вершины остроугольного выреза плоского упругого тела, и представить схему появления трещин – эмиссаров, их слияния, предложить схему процесса образования стружки надлома при резании хрупкого материала.

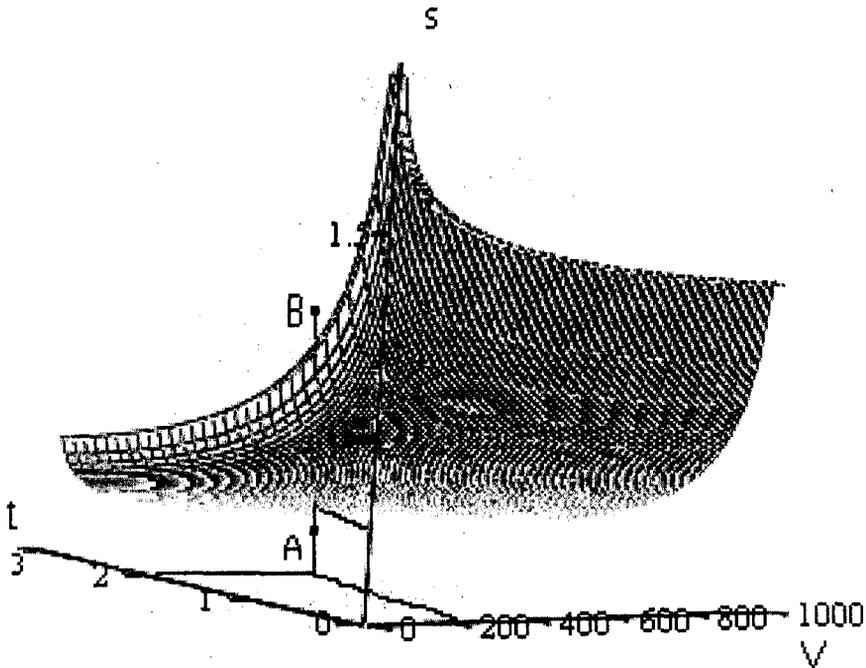


Рисунок 3 - Зависимость максимальной подачи  $S$  от глубины резания  $t$  и скорости резания  $V$

Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бобров, В. Ф. Определение напряжений в режущей части металлорежущих инструментов [Текст] : учебник / В. Ф. Бобров. - Высокопроизводительное резание в машиностроении - М.: Наука, 1966. - С. 223-228
2. Деренговский, А. Г. Напряженное состояние сверхтвердого материала в окрестности режущей кромки [Текст] / А. Г. Деренговский, В. С. Шоркин, А. С. Яношкин // Вестник университетского комплекса: Сб. научн. трудов / под ред. проф. Н. В. Василенко. - Красноярск: ВСФ РГУИТП, НИИ СУВПТ, 2006. - В. 8. - С. 234-246.
3. Деренговский, А. Г., Краевая задача с условиями в угловых точках. Существование и единственность решения [Текст] / А. Г. Деренговский, Известия ОрелГТУ. Серия «Естественные науки», 2005. - №7-8. - С. 65-69.
4. Морозов, Н. Ф. Дискретные и гибридные модели механики разрушения [Текст] / Н. Ф. Морозов. - С.-Петербург.: Изд-во СПбГУ, -1995. - 160 с.
5. Полетика, М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента [Текст] / М. Ф. Полетика. - М.: Машиностроение, 1969. - 148 с.
6. Сеньюков, В. А. Анализ напряженного состояния режущей пластины составного инструмента [Текст] / В. А. Сеньюков, А. В. Рымин, А. В. Серов // Известия вузов-Машиностроение. - 1988. - №7. - С. 156-160

**Владимир Сергеевич Шоркин**  
 Доктор физико-математических наук, профессор  
 ФБГОУ ВПО «Государственный университет-  
 учебно-научно-производственный комплекс»  
 Тел: (4862) 41-98-89, 41-98-44

**Александр Сергеевич Тарапанов**  
 Доктор технических наук, профессор  
 ФБГОУ ВПО «Государственный университет-  
 учебно-научно-производственный комплекс»  
 Тел: (4862) 54-15-03

**Ирина Васильевна Овсяникова**  
 Кандидат экономических наук, доцент  
 ФБГОУ ВПО «Государственный университет-  
 учебно-научно-производственный комплекс»  
 Тел: (4862) 41-98-34

**Андрей Геннадиевич Деренговский**  
 Кандидат технических наук,  
 ФБГОУ ВПО «Государственный университет-  
 учебно-научно-производственный комплекс»  
 Тел: (4862) 41-98-89

V.S. SHORKIN, I.V. OVSIANIKOVA, A.S. TARAPANOV, A. G. DERENGOVSKIY

## ANALYTICAL DETERMINATION OF STRENGTH OF THE CUTTING EDGE TOOL IN PROCESSING FRAGILE MATERIALS

*This is a version of the analytical determination of the strength of the cutting edge tool in processing fragile materials. Provides data for the calculation of cutting wedge cutter equipped with boron Boron Nitride. Provides methods for engineering calculation of wedge cutting and selection of acceptable treatment regimens.*

*Keywords: lezvijnââ processing, the definition of deflected mode tool, cutting modes, the stress-strain State of cutting wedge.*

### BIBLIOGRAPHY

- [1]Bobrov, V. F. Determination of stresses in the cutting of metal-cutting tools [Text]: tutorial / Vladimir Bobrov. // High performance cutting in mechanical engineering-m.: Nauka, 1966. - С. 223-228
- [2]Derengovskiy, A.G. Tense State of sverhtverdogo material around cutting edge [Text] / G. Derengovskiy, V. Shorkin, A. S. Yanushkin // Bulletin of campus: Sat. scientific. works / pod red. Prof. N. Vasilenko. - Krasnoyarsk: AFP RGUIPT, Sri SUVPT. -2006. -V. 8. - Pp. 234-246.
- [3]Derengovskiy, A.G., The boundary conditions in the corner points. Existence and uniqueness of solutions to. [Text] / A.G. Derengovskiy. - OrelGTU News series "Science". - 2005. - №. 7-8 - Pp. 65-69.
- [4]Morozov, N.F. Discrete and hybrid models of mechanics of destruction [Text] / N.F. Morozov. - St. Petersburg: SpbSU, IZD-vo, 1995. -160 p.
- [5]Poletika, M.F. Contact load on the cutting surfaces of the instrument [Text] / M. F. Poletika. - M.: Mashinostroenie, 1969. - 148 p.
- [6]Senukov, V.A. Analysis of an intense condition of cutting plate composite tool [Text] / V.A. Senukov, A.V. Rymin, A.V. Serov // proceedings of institutes-engineering. -1988. No. 7- Pp. 156-160.

**Vladimir Sergeevich Shorkin**  
doctor of physical-mathematical sciences, Professor  
FBGOU VPO "State University  
-educational-scientific-production complex"  
Tel; (4862) 41-89, 98-98-41-44

**Alexander Sergeevich Tarapanov,**  
doctor of technical sciences, Professor  
FBGOU VPO "State University-  
educational-scientific-production complex"  
Tel; (4862) 54-15-19

**Irina Vasilievna Ovsianikova**  
candidate of economic sciences, docent  
FBGOU VPO "State University-  
educational-scientific-production complex"  
Tel; (4862) 41-98-34

**Andrey Gennadievich, Derengovskiy**  
candidate of technical sciences  
FBGOU HBO "State University-  
educational-scientific-production complex"  
Tel; (4862) 41-98-89

УДК 621.923.4

А.В. ХАНДОЖКО, В.П. ФЕДОРОВ, К.В. ПОДМАСТЕРЬЕВ,  
А.С. ГОРЬКОВ, А.Н. ПРОКОФЬЕВ

## ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ТОЧНОСТЬ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СФЕРИЧЕСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРОБОК ШАРОВЫХ КРАНОВ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

*Рассмотрены основные методы лезвийной обработки, используемые при изготовлении пробок шаровых кранов. Описаны погрешности формы сферической поверхности после точения, вызванные смещением режущей кромки, наклоном режущей пластины и неточностью технологической оснастки. Исследовано дальнейшее влияние термической операции на точность сферической поверхности.*

*Ключевые слова: точение, пробка, шаровой кран, точность формы, биение, погрешность установки резца, термическая обработка.*

При изготовлении пробки шарового крана ее наиболее ответственным элементом является сферическая поверхность, являющаяся, по сути, основным рабочим элементом. Тре

бования к ее шероховатости назначаются в зависимости от класса герметичности, который необходимо обеспечить для изготавливаемого шарового крана. Для классов герметичности от А до D необходимо обеспечивать  $R_{max} = 0,63...3,15$  мкм,  $Ra = 0,125...0,63$ ,  $Sm = 0,032...0,125$  [1]. Требование к точности сферической поверхности зависит лишь от двух основных параметров: номинального диаметра ( $DN$ ) крана и номинального давления рабочей среды ( $PN$ ). На практике, как правило, требование по точности сферической поверхности определяется только от диаметра – примерно 0,02 мм на каждые 100 мм диаметра. Еще одно важное требование, предъявляемое к пробкам шаровых кранов – твердость рабочей поверхности. Уплотнительные поверхности стальных пробок кранов для нефти и газа должны иметь твердость HRC 45-50 единиц, а стальных пробок кранов для ТЭС должны иметь твердость HRC 38-48 единиц [2]. По этим причинам наиболее распространенным способом окончательной обработки рабочей сферической поверхности пробок шаровых кранов является абразивная обработка.

Для предварительной обработки используются несколько основных методов. Наибольшее распространение получили три из них. Метод сфероточения (рисунок 1 б) используется в двух противоположных областях – в единичном и массовом производстве. В первом случае он достигается путем небольшой модернизации универсального токарного оборудования. На токарном станке вместо суппорта (или резцедержателя) устанавливается несложное приспособление, позволяющее закреплять в нем резец и вручную вращать его вокруг оси сферообразования. В данном случае метод сфероточения обладает низкой производительностью и невысоким качеством получаемой поверхности. В массовом производстве метод сфероточения реализуется на специализированных и специальных станках, что лишает его вышеперечисленных недостатков.

Метод кольцевого фрезерования (рисунок 1 в) основан на известном положении, что любое сечение шара плоскостью всегда представляет собой окружность. Данный метод является наиболее производительным благодаря использованию многозубого инструмента. Однако возникающие большие силы резания заставляют предъявлять повышенные требования ко всей технологической системе, и станку в первую очередь. Что приводит к необходимости использования отдельных специальных приводов изделия. Дополнительным плюсом кольцевого фрезерования является возможность реализации на универсальных фрезерных станках.

Чаще всего для предварительной обработки сферической поверхности пробки используют метод точения на токарных станках с ЧПУ (рисунок 1 а). Он обладает достаточно высокой производительностью, и при этом не требует модернизации оборудования или применения дополнительных специальных приспособлений.

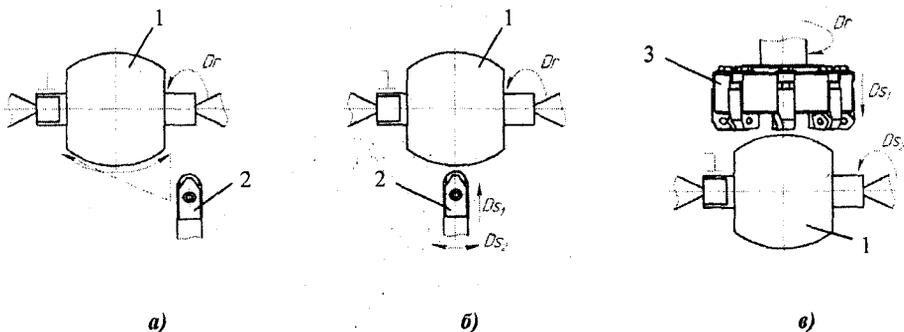


Рисунок 1 – Основные методы предварительной обработки пробок шаровых кранов:

а) – сфероточение; б) – точение на токарных станках с ЧПУ; в) – кольцевое фрезерование

1 – Пробка шарового крана. 2 – Токарный резец. 3 – Торцевая фреза

В тех случаях, когда обрабатываемая сфера имеет прерывистый характер из-за расположенных на ней отверстий, лысок и т.п. необходимо дополнительно обеспечить прочность

режущего клина, т.к. процесс резания происходит с постоянным ударом. Наибольшей прочностью обладают режущие пластины с нулевыми задним и передним углами. При обработке закаленных материалов допускается небольшой отрицательный передний угол, поэтому пластину располагают на наклонной опорной поверхности, что позволяет получать задний угол порядка 3-4°. Большее значение угла наклона пластины приведет к возникновению значительной погрешности формы обрабатываемой сферы. Для нормальных условий резания значение заднего угла должно находиться в районе 7-9°. Для окончательного достижения этой величины резец выставляется ниже оси центров токарного станка на 1-2 мм.

Для изучения погрешностей возникающих от наклона режущей пластины (рисунок 3 а) и ее смещения относительно оси центров (рисунок 3 б) было произведено моделирование обработки в системе Компас 3D. При анализе полученных результатов было выявлено, что погрешность от наклона приводит к подрезке сферы, которая своего максимального значения может достигать в точках, лежащих на линиях, расположенных под углом 40-45° от оси вращения сферы. Для снижения данной погрешности необходимо минимизировать, на сколько это возможно, угол наклона и диаметр режущей пластины. Также следует иметь в виду, что влияние данной погрешности уменьшается с ростом диаметра сферы.

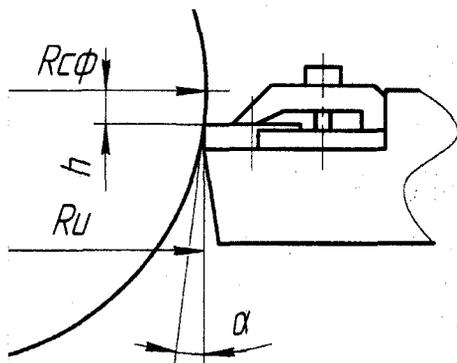


Рисунок 2 – Схема для определения погрешности от смещения режущей пластины в вертикальном направлении

Погрешность от смещения режущей пластины (рисунок 2) относительно оси центров токарного станка приводит к равномерному увеличению диаметра сферы на величину  $\delta$ , которая рассчитывается по следующей зависимости:

$$\delta = R_{сф} - R_u \quad (1)$$

где,  $R_{сф}$  – радиус фактически получаемой сферы;  $R_u$  – радиус траектории перемещения режущей кромки резца;

С учетом того, что мы сознательно на определенную величину смещаем режущую кромку резца, то более удобно определять погрешность по другой зависимости (2).

$$\delta = \sqrt{R_{сф}^2 + h^2} - R_{сф} \quad (2)$$

где,  $h$  – величина смещения режущей пластины резца относительно оси центров токарного станка.

Для снижения этой погрешности необходимо добиваться уменьшения величины смещения. Для ее коррекции можно использовать уменьшение диаметра сферы, закладываемого в программу системы ЧПУ. Снижение влияния этой погрешности с ростом диаметра сферы также очень заметно.

В реальности описанные выше погрешности присутствуют одновременно, поэтому была смоделирована такая ситуация. Ее анализ показал, что в случае, когда режущая пластина резца расположена выше оси центров токарного станка (рисунок 3 г), суммарная погрешность значительно больше, чем в случае, когда режущая пластина резца расположена ниже оси центров станка (рисунок 3 в). Это связано с тем, что точка контакта режущей пластины и обрабатываемой сферы плавает в вертикальном направлении. Также было выявлено, что в зависимости от сочетания угла наклона и величины смещения режущей пластины, точка с максимальной погрешностью может перемещаться вдоль оси вращения сферы и образовывать участки, как с подрезкой сферы, так и с увеличением ее диаметра.

Так как в производстве обрабатываются не цельные сферы, а лишь участки сферических поверхностей, то можно говорить о том, что погрешностью формы сферических поверхностей можно управлять, причем добиваясь ее максимального снижения на необходимых участках поверхности.

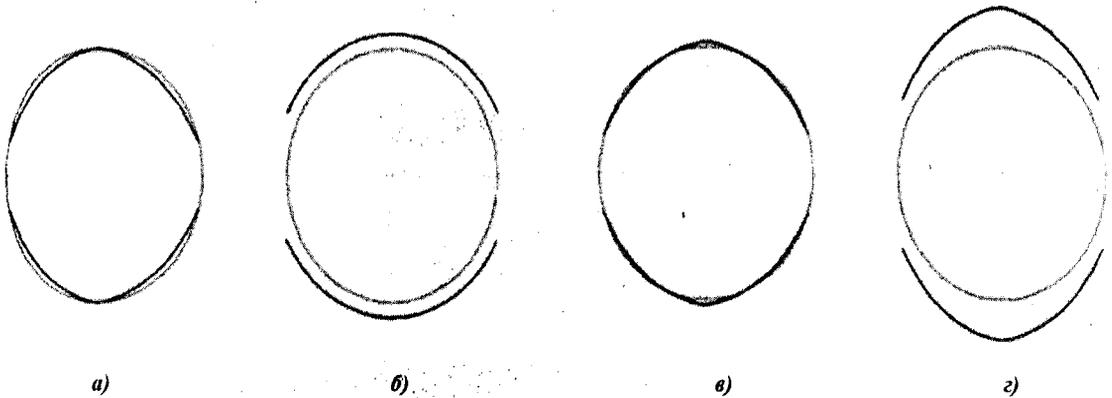


Рисунок 3 – Погрешность формы сферической поверхности, образованная от:

- а) – наклона пластины; б) – смещения пластины в вертикальном направлении; в) – одновременного наклона и смещения пластины вниз; з) – одновременного наклона и смещения пластины вверх

Для исследования процесса точения сферической поверхности и возникающих на ней погрешностей были проведены экспериментальные исследования. Измерения погрешностей после точения производились на образцах из стали 30Х13. В качестве образцов выступали пробки шаровых кранов с номинальными диаметрами  $DN = 50, 80$  и  $100$  мм. Точение выполнялось на токарном станке с ЧПУ модели 16А20Ф3 резцом с круглой пластиной  $\varnothing 15,875$  типа РСММ ГОСТ 19072-80 (с задним углом  $7^\circ$ ) мм из твердого сплава марки Т15К6.

Результаты контроля биений и погрешности формы сферической поверхности представлены в таблице 1.

Таким образом, выявлено, что требования по допустимому отклонению формы при точении обеспечиваются гораздо лучше, чем требования по допустимому биению.

Биение сферы на токарной операции возникает из-за биения технологической оснастки (центров), биения шпинделя станка. Отклонение формы зависит от состояния станка (жесткости, износа и т.п.) и от инструментов. Как показали исследования, токарный станок с ЧПУ обеспечивает необходимую точность траектории движения. Но следует обратить внимание на искажения округлости вносимые инструментом, описанные выше.

Таблица 1 – Погрешности сферической поверхности пробки после точения

Номинальный диаметр шарового крана DN, мм	Отклонение формы, мм	Биение, мм
50	0,04...0,05	0,10...0,12
80	0,04...0,05	0,09...0,10
100	0,04...0,05	0,05...0,06

Для уточнения требований точности изготовления сферической поверхности на токарной операции, было изучено влияние промежуточной между точением и шлифованием операции – термообработки.

Для изучения влияния термической обработки (закалки и отпуска) на точность сферической поверхности были произведены выборочные замеры партии пробок (5 шт.) шаровых кранов ( $DN=100$  мм). Замеры производились до термообработки (после токарной операции) и после термообработки.

Результаты измерений показали, что после термообработки биение (рисунок 4) изменяется незначительно и случайным образом (на части деталей увеличивается, на части – уменьшается), а погрешность формы (рисунок 5) увеличивается ощутимо (в среднем на 0,12 мм).

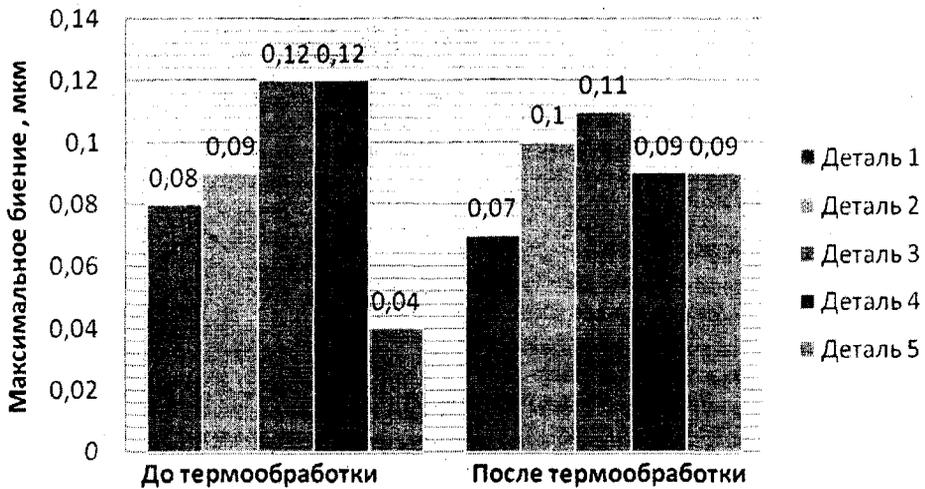


Рисунок 4 – Биение в партии пробок DN=100мм до и после термообработки

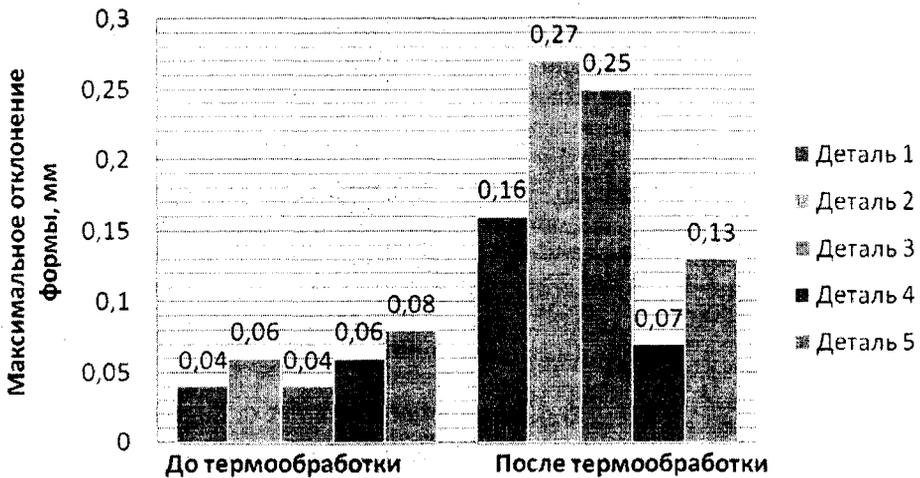


Рисунок 5 – Отклонение формы в партии пробок DN=100мм до и после термообработки

Погрешности от термических операций (заковки в первую очередь) неизбежны. Их можно уменьшить и стабилизировать, но полностью исключить нельзя. Одной из основных причин этого, является удаление большого количества материала в процессе получения центрального отверстия. Это имеет два основных следствия. Во-первых, пробка с отверстием имеет в нескольких местах относительно небольшую толщину стенок, из-за чего значительно снижает свою жесткость. А во-вторых, происходит перераспределение внутренних напряжений в детали, что и становится основной причиной искажения детали после термообработки.

В ходе эксперимента также были проверены несколько вариантов операции термообработки, различающиеся методами установки деталей в печи: лежа на отверстии в сфере, стоя на переднем центре и отверстием на оправке. Сравнение результатов измерения пробки показало, что метод установки детали в печи не оказывает существенного влияния на величину образующейся погрешности.

Таким образом, можно заключить, что на операции точения требования по биению должны регламентироваться исключительно возможностями метода окончательной обработки.

ки (шлифовки). А требования на отклонения формы должны ужесточаться с учетом серьезного влияния на них термической обработки. Как показала практика, требования по точности формы на токарной операции должны приниматься на уровне требований на окончательной обработке.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Быков, А.Ф. Арматура с шаровым затвором для гидравлических систем [Текст] / А.Ф. Быков. – М: Машиностроение, 1971. – 172 с.

2. Асцатуров, А.С. Нормирование ремонта и оценка качества арматуры на финишной стадии процесса восстановления [Текст] / А.С. Асцатуров // Обеспечение эксплуатационной надёжности систем трубопроводного транспорта. Сборник материалов конференции АПАУ и НПАА. Киев - 2005. - С.39-43.

**Хандожко Александр Владимирович**

Брянский Государственный Технический Университет, г. Брянск

Доктор технических наук, зав. кафедрой «Металлорежущие станки и инструменты»

Адрес: г. Брянск, б-р 50-летия Октября, д. 7

Тел. (4832) 588289

E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

**Федоров Владимир Павлович**

Брянский Государственный Технический Университет, г. Брянск

Доктор технических наук, проф. кафедры «Металлорежущие станки и инструменты»

Адрес: г. Брянск, б-р 50-летия Октября, д. 7

Тел. (4832) 568-89-61

E-mail: [tm@tu-bryansk.ru](mailto:tm@tu-bryansk.ru)

**Подмастерьев Константин Валентинович**

Госуниверситет - УНПК, г. Орел

Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой «Приборостроение, метрология и сертификация»

Тел. (84862) 419803

E-mail: [PMS35@ostu.ru](mailto:PMS35@ostu.ru)

**Горьков Алексей Сергеевич**

Брянский Государственный Технический Университет, г. Брянск

Соискатель кафедры «Металлорежущие станки и инструменты»

Адрес: г. Брянск, б-р 50-летия Октября, д. 7

Тел. (4832) 588289

E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

**Александр Николаевич Прокофьев**

Брянский государственный технический университет, г.Брянск

Доктор технических наук, зав. кафедрой «Технология машиностроения», доцент

Тел.(0832)68-89-61

E-mail: [prokofye@tu-bryansk.ru](mailto:prokofye@tu-bryansk.ru)

A.V. HANDOJKO, V.P. FEDOROV, A.S. GORKOV

## THE INFLUENCE OF TECHNOLOGICAL FACTORS ON THE ACCURACY OF MANUFACTURING OF A SPHERICAL SURFACE OF BALLS OF BALL VALVES

*The basic methods of edge cutting used in the manufacture of ball valves are considered. Described errors of the spherical shape of the surface after turning, the displacement caused by the cutting edge, the slope cutting plate and the inaccuracy of the tooling. Further investigated the effect of thermal operation on the accuracy of a spherical surface.*

**Keywords:** turning, valve ball, beating, precision of form, error of the tool, heat treatment.

## BIBLIOGRAPHY

[1] Bykov, A.F. Fitting with ball valve for hydraulic systems [Text] / A. Bykov. - M: Mechanical Engineering, 1971. – 172 p.

[2] Astsaturov, A.S. Normalization of repair and reinforcement of quality assessment at the finish stage of the recovery process [Text] / A. Astsaturov // Ensuring reliability of pipeline transportation systems. Proceedings of the Conference Apau and NPAA. - Kiev: 2005. - Pp. 39-43.

**Handozhko Alexander V.**  
Bryansk State Technical University,  
Bryansk  
Doctor of Technical Sciences, Head.  
Chair "Metal Machine and Tools"  
Location: city of Bryansk, boulevard  
50th anniversary in October, 7  
Tel. (4832) 588289  
E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

**Fedorov, Vladimir P.**  
Bryansk State Technical University,  
Bryansk  
Doctor of Technical Sciences, prof.  
Chair "Metal Machine and Tools"  
Location: city of Bryansk, boulevard  
50th anniversary in October, 7  
Tel. (4832) 568-89-61  
E-mail: [tm@tu-bryansk.ru](mailto:tm@tu-bryansk.ru)

**Podmasteryev Konstantin Valentinovich**  
State University - Education Science  
Production Complex, Orel  
Head of department «Instrument engineering, metrology and certification», Doktor of Engineering, professor  
Tel. (84862) 419803  
E-mail: [PMS35@ostu.ru](mailto:PMS35@ostu.ru)

**Gor'kov Alexey S.**  
Bryansk State Technical University, Bryansk  
Applicant of "Metal Machine and Tools"  
Location: city of Bryansk, Boulevard of the 50th anniversary in October, 7  
Tel. (4832) 588289  
E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

**Alexander Nikolaevich Prokofiev**  
Bryansk State Technical University, Bryansk  
Doctor of technical sciences, a manager of a chair "Machining technology", a senior lecturer  
Tel: (0832)68-89-61  
E-mail: [prokofye@tu-bryansk.ru](mailto:prokofye@tu-bryansk.ru)

УДК 621.787.4

О.Н. ФЕДОНИН, С.В. СТЕПОШИНА, А.Н. ПРОКОФЬЕВ, О.А. ГОРЛЕНКО

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА ОБРАБОТКИ ПРИ ОБКАТЫВАНИИ НАРУЖНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

*Представлена методика расчета режимов обработки поверхностным пластическим деформированием (ППД), базирующаяся на упруго-пластических положениях теории контактирования твердых тел. Приведены экспериментально проверенные теоретические зависимости для расчета усилия обкатывания, обеспечивающего отделочную, отделочно-упрочняющую и упрочняющую обработку ППД. Изложены рекомендации для расчета скорости обработки и продольной подачи.*

*Ключевые слова: поверхностное пластическое деформирование (ППД), режимы обработки, усилие обкатывания, скорость обработки, продольная подача.*

Качество поверхностного слоя деталей машин, которое включает геометрические и физико-механические характеристики, влияет на надежность работы машины в целом. Формировать требуемое качество поверхности можно с помощью различных окончательных методов обработки, среди которых широко распространены методы ППД.

Методы ППД можно разделить на отделочные, отделочно-упрочняющие и упрочняющие [3]. Отделочная обработка выполняется с целью уменьшения исходной шероховатости поверхности и увеличения ее несущей способности. Отделочно-упрочняющая обработка осуществляется с целью уменьшения исходной шероховатости поверхности, увеличения ее несущей способности и частичного поверхностного упрочнения детали. Упрочняющая обработка выполняется с целью полного переформирования исходной шероховатости, вплоть до формирования регулярного профиля, и упрочнения поверхностного слоя детали.

Для получения требуемого комплекта параметров качества поверхностного слоя необходимо правильно назначить режим ППД.

Чтобы разработать теорию расчета параметров режима обработки ППД, необходимо определить вид преобладающей деформации в зоне обработки. Как правило, началу испытаний соответствует упругая деформация (соблюдение закона Гука), но при больших напряжениях начинается движение отдельных дислокаций, что приводит к остаточной (пластической) деформации. По кривым упрочнения видно, что пластическая деформация на порядки раз больше упругой. Поэтому некоторые авторы придерживаются пластических методов при анализе процесса ППД. [2, 6]

Ряд теоретических решений базируется не на теории пластичности, а на математическом аппарате теории упругости. В ряде случаев они дают хорошую сходимость с экспериментом. [8, 9]

Существуют подходы, основанные на упруго-пластических положениях [1, 4]. Вероятно, они наиболее полно описывают процесс ППД. К ним можно отнести расчет номинального давления при ОУО ППД на основе теории контактирования твердых тел.

Одним из основных параметров режима ППД, с помощью которого можно формировать требуемый вид обработки, является рабочее усилие, оказывающее влияние как на физико-механические, так и на геометрические характеристики качества поверхностного слоя деталей машин. Критерием разделения диапазонов рабочих усилий является соотношение номинального давления в контакте рабочего инструмента и обрабатываемой поверхности заготовки  $p_n$  и предела текучести обрабатываемого материала заготовки  $\sigma_T$ .

Согласно этому подходу, при ППД рабочее давление лежит в следующих диапазонах[3]:

1) для отделочной обработки

$$0,3\sigma_T < p_n < \sigma_T ; \quad (1)$$

2) для отделочно-упрочняющей обработки

$$\sigma_T < p_n < 3\sigma_T ; \quad (2)$$

3) для упрочняющей обработки

$$3\sigma_T < p_n < 5,74\sigma_T \quad (3)$$

При давлениях выше критических по условию (3) возможно появление эффекта перенаклепа и соответственно разупрочнения поверхностного слоя детали, поэтому справедливо ввести ограничение (4):

4) для разупрочняющей обработки

$$p_n > 5,74\sigma_T \quad (4)$$

Решив данные неравенства относительно рабочего усилия, получим:

1) для отделочной обработки

$$0,6\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T < P < 2\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T ;$$

2) для отделочно-упрочняющей обработки

$$2\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T < P < 6\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T ;$$

3) для упрочняющей обработки

$$6\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T < P < 11,5\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T ;$$

4) для разупрочняющей обработки

$$P > 11,5\pi U_{кск} r_{np} \sigma_T ,$$

где  $U_{кск}$  – контактные деформации в зоне контакта инструмента и заготовки при скольжении или качении;

$r_{np}$  – приведенный радиус в контакте инструмента и заготовки;

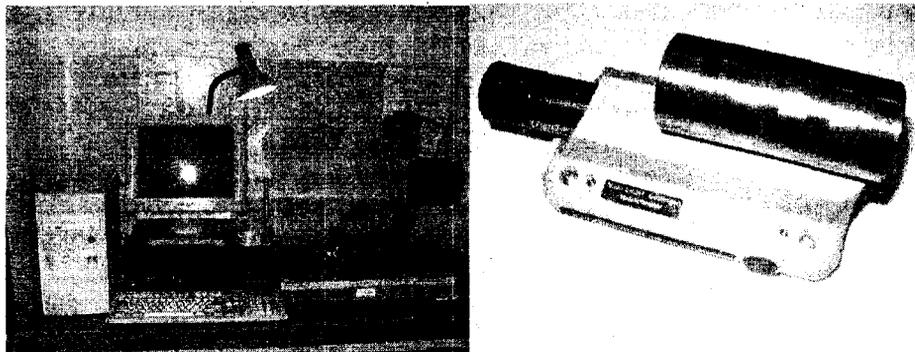
$\sigma_T$  – предел текучести обрабатываемого материала заготовки.

Для проверки гипотезы о делении обработки ППД на отделочную, отделочно-упрочняющую и упрочняющую и определении границ диапазонов рабочих давлений были проведены эксперименты на примере обработки закаленных (34HRCэ) и улучшенных (25HRCэ) образцов из стали 40X.

С помощью теоретических зависимостей были рассчитаны диапазоны радиальных усилий, обеспечивающие отделочную, отделочно-упрочняющую и упрочняющую обработку ППД (таблица 1).

После обработки образцов на токарно-винторезном станке 16К20 были измерены параметры качества поверхностного слоя (параметры шероховатости поверхности, коэффициент упрочнения  $k_{экс}$  и глубина упрочненного слоя  $h_{экс}$ ).

Шероховатость образцов измерялась с помощью АСНИ на базе профилометра-профилографа мод. 170311 и на профилометре Mahr MarSurf PS1 (рисунок 1).



а) б)  
Рисунок 1 – Измерение шероховатости поверхности  
а) На АСНИ на базе профилометра-профилографа мод. 170311  
б) На профилометре Mahr MarSurf PS1

Таблица 1 – Результаты расчета диапазонов радиальных усилий

Метод обработки	Твердость HRCэ	Предел текучести, МПа	Вид ОУО ППД	Диапазон усилий обкатывания Р, Н
Обкатывание одношаровым обкатником (D=10мм)	25	500	Отделочная	7...41,3
			Отделочно-упрочняющая	41,3...192,8
			Упрочняющая	192,8...425,6
Обкатывание одношаровым обкатником (D=10мм)	34	785	Отделочная	28,8...169,7
			Отделочно-упрочняющая	169,7...792,2
			Упрочняющая	792,2...1747

Для определения глубины и степени упрочнения использовался микротвердомер ПМТ-3М.

В таблице 2 представлены экспериментальные и теоретические данные по обкатыванию одношаровым обкатником улучшенной стали 40Х.

Таблица 2 – Экспериментальные и теоретические данные по обкатыванию стали 40Х(25HRCэ)

Усилие Р, Н	Вид обработки	k <sub>теор</sub>	k <sub>экс</sub>	Ra, мкм	Rz, мкм	Rp, мкм	h <sub>теор</sub> , мм	h <sub>экс</sub> , мм
–	Точение	–	–	0,747	1,63	1,06	–	–
30	Отделочная	1,05	1,09	0,471	1,1	0,51	0,173	0,17
80	Отделочно-упрочняющая	1,13	1,3	0,214	1,34	0,93	0,283	0,24
300	Упрочняющая	1,6	1,35	0,153	0,68	0,40	0,447	0,34
800	Разупрочняющая	1,0	1,44	0,131	0,73	0,39	0,894	0,34
1600	Разупрочняющая	1,0	1,1	0,195	4,02	1,93	1,265	–

На основании полученных результатов построены графики изменения шероховатости и глубины упрочнения в зависимости от радиального усилия (рисунок 2).

Получены следующие выводы:

1. С помощью варьирования значения радиального усилия при ППД можно получить параметры качества поверхностного слоя детали, необходимые для оптимального функционирования изделия.

2. При увеличении значения  $P$  (отделочно-упрочняющие и упрочняющие режимы) экспериментальные данные значительно отличаются от теоретических (до 38,5 %). Следовательно, необходимо ввести поправочный коэффициент в зависимость для расчета радиального усилия при отделочно-упрочняющей и упрочняющей обработке.

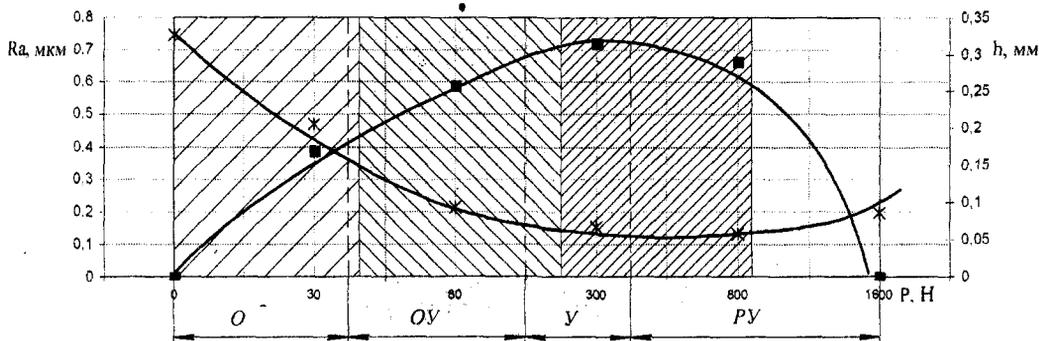


Рисунок 2 – Изменение шероховатости поверхности и глубины упрочнения в зависимости от радиального усилия

$O$  – область отделочной обработки;  $OY$  – область отделочно-упрочняющей обработки;  $Y$  – область упрочняющей обработки;  $PY$  – область разупрочняющей обработки; \* –  $Ra$ , мкм, ■ –  $h$ , мм

В источнике [6] автор отмечает, что типичной ошибкой, встречающейся в работах по ППД, является то, что предел текучести материала принимается без учета упрочнения материала. В расчетные формулы следует подставлять значения  $\sigma_T$ , в 2...2,5 раза превышающие табличные. Если принять, что предел текучести упрочненного материала возрастает прямо пропорционально коэффициенту упрочнения  $k$ , то  $\sigma_T^Y = k\sigma_T$ . Тогда зависимости для расчета диапазонов давлений примут следующий вид:

1) для отделочной обработки

$$0,3\sigma_T < p_H < 1,05\sigma_T ;$$

2) для отделочно-упрочняющей обработки

$$1,05\sigma_T < p_H < 3,9\sigma_T ;$$

3) для упрочняющей обработки

$$3,9\sigma_T < p_H < 11,48\sigma_T ;$$

4) для разупрочняющей обработки

$$p_H > 11,48\sigma_T .$$

Рабочее усилие лежит в диапазонах:

1) для отделочной обработки

$$0,6\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_m < P < 2,1\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_T ;$$

2) для отделочно-упрочняющей обработки

$$2,1\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_T < P < 7,8\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_T ;$$

3) для упрочняющей обработки

$$7,8\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_T < P < 23\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_T ;$$

4) для разупрочняющей обработки

$$P > 23\pi U_{KCK} r_{np} \sigma_T .$$

Диапазоны значений усилия упрочнения расширяются, и зависимости обеспечивают лучшую сходимость с экспериментом. На рисунке скорректированные (расширенные) диапазоны значений усилия обкатывания отмечены штриховкой.

3. При упрочняющей обработке рекомендуется не превышать расчетное значение радиального усилия, так как экспериментально подтверждено, что это ведет к ухудшению качества поверхности (увеличению шероховатости и разупрочнению поверхностного слоя) [5].

На формирование геометрических параметров поверхностного слоя большее влияние оказывает продольная подача, поэтому назначать подачу следует, исходя из требуемого значения  $Rz$ .

Средняя высота профиля шероховатости в общем случае при всех методах механической обработки определяется равенством [6]

$$Rz = h_1 + h_2 + h_3 + h_4,$$

где  $h_1$  – составляющая профиля шероховатости, обусловленная геометрией и кинематикой перемещения рабочей части инструмента;

$h_2$  – составляющая профиля шероховатости, обусловленная колебаниями инструмента относительно обрабатываемой поверхности (при использовании инструмента упругого действия не учитывается);

$h_3$  – составляющая профиля шероховатости, обусловленная пластическими деформациями в зоне контакта инструмента и заготовки;

$h_4$  – составляющая профиля шероховатости, обусловленная шероховатостью рабочих поверхностей инструмента.

После введения всех составляющих подачу можно определить по зависимости [7]

$$S = 8r \left( Rz - Rz_{исх} \left\{ 1 - 12 \left[ \frac{1200P(1+f^2)^{0,5}}{\pi RHB_{исх}(h_{кин} - h_{упр})} \right]^{0,5} \right\} - Rz_{инс} \right),$$

где  $r$  – профильный радиус инструмента;

$Rz$  – требуемая высота неровностей профиля по десяти точкам;

$Rz_{исх}$  – исходная высота неровностей профиля по десяти точкам;

$f$  – коэффициент трения скольжения или качения;

$h_{кин}$  – глубина внедрения инструмента в обрабатываемую поверхность при качении или скольжении;

$h_{упр}$  – упругое восстановление металла;

$Rz_{инс}$  – высота неровностей профиля по десяти точкам деформирующего элемента.

Скорость обработки при ППД основное влияние оказывает на физико-механические параметры качества поверхностного слоя (за счет тепловых явлений в зоне контакта инструмент-заготовка). Поэтому определять ее следует на основе энергетических теорий.

Во многих источниках указано, что скорость не оказывает влияния на шероховатость поверхности и другие характеристики поверхностного слоя и следует выбирать наибольшее значение скорости для увеличения производительности процесса. В большинстве источников приведены рекомендательные эмпирические диапазоны значений скорости обработки при ППД ( $v = 20 \dots 200 \text{ м/мин}$ ) [1, 3, 6].

С увеличением скорости обработки наблюдается снижение степени деформации. Это объясняется инерционностью процесса. Скорость распространения волн пластической деформации – величина постоянная для материала, однако время протекания деформирования оказывает влияние на скорость деформирования. При малых скоростях обкатывания воздействие деформирующих элементов на единицу площади обрабатываемой поверхности продолжительнее, поэтому деформация успевает распространиться на большую глубину.

Отмечается важность учета влияния температурных факторов в процессе выглаживания [10]. Наибольшее влияние на температуру в зоне обработки оказывают скорость выглаживания и давление.

По методу Д.Д. Папшева (расчет температур при ППД по методике нормально-эллипсоидного источника тепла) скорость обработки можно определить из условия [8]

$$\theta_{max} \leq \theta_{\epsilon},$$

где  $\theta_{max}$  – фактическая максимальная температура в очаге деформации;

$\theta_{\epsilon}$  – температура, вызывающая зарождение термопластической деформации.

$$\theta_{\epsilon} = \frac{\sigma_T}{E\alpha},$$

где  $\sigma_T$  – предел текучести упрочненного материала;

$E$  – предел упругости материала;

$\alpha$  – коэффициент линейного расширения.

$$\theta_{max} = \frac{0,736q}{\pi V C \gamma r^2},$$

где  $q$  – мощность источника тепловыделения;

$V$  – скорость обработки;

$C$  – коэффициент пропорциональности (для шероховатых поверхностей из железа и стали – 0,6...0,95);

$\gamma$  – коэффициент теплопроводности материала заготовки;

$r$  – радиус деформирующей части инструмента.

Максимальная скорость при обработке определяется по зависимости [8]

$$V_{max} = \frac{0,736qE\alpha}{\pi C \gamma r^2 \sigma_T}.$$

Таким образом, грамотное назначение параметров режима обработки ППД позволяет изменять качество поверхностного слоя деталей машин, обеспечивая требуемый вид ППД.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алексеев, П. Г. Технология упрочнения деталей машин поверхностной пластической деформацией [Текст] / П.Г. Алексеев. - Тула: Туль. политехн. ин-т, 1978. – 90 с.
2. Браславский, В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами [Текст] / В.М. Браславский. - М.: Машиностроение, 1975. – 159 с.
3. Одинцов, Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием [Текст] : справочник / Л.Г. Одинцов. - М.: Машиностроение, 1987.- 328с.
4. Суслов, А.Г. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием [Текст] / А.Г.Суслов, Р.В. Гуров, Е.С. Тишевских // Упрочняющие технологии и покрытия. - 2008.- С.20-22.
5. Степошина, С.В. Расчет рабочего усилия при обработке поверхностным пластическим деформированием [Текст] / С.В. Степошина // Исследования и разработки в области машиностроения, энергетики и управления: материалы X Междунар. межвуз. науч.-техн. конф. студентов, магистрантов и аспирантов.- Гомель- 2010.- С. 14-17.
6. Смелянский, В. М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием [Текст] / В.М. Смелянский.- М.: Машиностроение, 2002.- 300 с.
7. Суслов, А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин [Текст] / А.Г. Суслов. - М.: Машиностроение, 2000. - 320с.
8. Папшев, Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием [Текст] / Д.Д.Папшев. - М.:Машиностроение, 1978. – 152 с.
9. Торбило, В.М. Алмазное выглаживание [Текст] / В.М. Торбило.- М: Машиностроение, 1972. – 108 с.
10. Яценко, В.К. Повышение несущей способности деталей машин алмазным выглаживанием [Текст] / В.К. Яценко, Г.З. Зайцев, В.Ф. Притченко, Л.И. Ившенко. - М.: Машиностроение, 1985. – 232 с.

**Федонин Олег Николаевич**

Брянский государственный технический университет,  
г. Брянск  
Доктор технических наук, директор УНТИ  
E-mail: [atsys@tu-bryansk.ru](mailto:atsys@tu-bryansk.ru)

**Александр Николаевич Прокофьев**

Брянский государственный технический университет,  
г. Брянск  
Доктор технических наук, зав. кафедрой «Технология  
машиностроения», доцент  
Тел. (0832)68-89-61  
E-mail: [prokofye@tu-bryansk.ru](mailto:prokofye@tu-bryansk.ru)

**Степешина Светлана Викторовна**

Брянский государственный технический университет,  
г. Брянск  
Аспирант кафедры «АТС»  
Тел. (0832)588285  
E-mail: [atsys@tu-bryansk.ru](mailto:atsys@tu-bryansk.ru)  
**Горленко Александр Олегович**  
ФГБОУ ВПО «Брянский государственный техниче-  
ский университет», г. Брянск, доктор технических на-  
ук, профессор кафедры «Автомобильный транспорт»  
E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

O.N. FEDONIN, S.V. STEPOSHINA, A.N. PROKOFIEV, O.A. GORLENKO

**DETERMINATION OF PARAMETERS OF TREATMENT REGIME  
UNDER EXTERNAL CYLINDRICAL SURFACES OBKATYVANII**

*A calculation methodology of machining conditions surface plastic deformation (SPD), based on elastic-plastic postulate the contacting solid-state theory is presented. Experimentally checked up theoretical dependences for calculation force of burnishing, providing finishing, finishing - strengthening and strengthening machining SPD, are resulted. Recommendations for calculation of speed of machining and longitudinal feed are stated.*

**Keywords:** the surface plastic deformation (SPD), machining conditions, force of burnishing, speed of burnishing, longitudinal feed.

**BIBLIOGRAPHY**

- [1] Alekseev, P.G. Technology hardening of machine parts surface plastic deformation [Text] / P.G. Alekseev. - Tula: Tul. Polytechnic. Inst, 1978. - 90 p.
- [2] Braslavsky, V. Technology running large parts rollers [Text] / V.M. Braslavsky. - Moscow: Mashinostroenie, 1975. - 159 p.
- [3] Odintsov, L.G. Hardening and finishing details of surface plastic deformation: handbooks nick [Text] / L.G. Odintsov. - Moscow: Mashinostroenie, 1987. - 328 p.
- [4] Suslov A.G. Fine-hardening treatment of surface plastic deformation [Text] / A.G. Suslov, R.V. Gurov, H.H. Tishevskii // Hardening and coating technology. - 2008. - Pp. 20-22.
- [5] Steposhina, S. Calculation of the working force in the processing of surface plastic deformation [Text] / S. Steposhina // Research and development in the field of mechanical engineering, power engineering and management: materials X Intern. Intercollege. scientific and engineering. conference. students, undergraduates and postgraduates. - Gomel 2010. - Pp. 14-17.
- [6] Smelyansky, V.M. Mechanical hardening of parts by surface plastic deformation [Text] / V.M. Smelyansky. - Moscow: Mashinostroenie, 2002. - 300 p.
- [7] Suslov A.G. The quality of the surface layer of machine [Text] / A. Suslov. - M.: Machinery, 2000. - 320 p.
- [8] Papshev, D.D. Fine-hardening treatment of surface plastic deformation [Text] / D.D. Papshev. - M.: Machinery, 1978. - 152 p.
- [9] Torbay, V. Diamond burnishing [Text] / V.M. Torbay. - M.: Mashinostroenie, 1972. - 108 p.
- [10] Yatsenko, V.K. Increasing the carrying capacity of machine parts with diamond smoothing [Text] / V.K. Yatsenko, G.Z. Zaitsev, V.F. Pritchenko, L. Ivschenko. - Moscow: Mashinostroenie, 1985. - 232 Pp.

**Fedonin Oleg N.**

Bryansk State Technical University, Bryansk  
Doctor of Technical Sciences, director of the Unti  
E-mail: [atsys@tu-bryansk.ru](mailto:atsys@tu-bryansk.ru)

**Prokofiev Aleksandr Nikolaevich**

Bryansk State Technical University, Bryansk  
Doctor of Technical Sciences, Head. Department "Tech-  
nology of machine building," Associate Professor  
Tel. (0832) 68-89-61  
E-mail: [prokofye@tu-bryansk.ru](mailto:prokofye@tu-bryansk.ru)

**Steposhina Svetlana Viktorovna**

Bryansk State Technical University, Bryansk  
Postgraduate of "ATS"  
Tel. (0832) 588285  
E-mail: [atsys@tu-bryansk.ru](mailto:atsys@tu-bryansk.ru)

**Gorlenko Alexander O**

FGBOU VPO "Bryansk State Technical University",  
Bryansk, Ph.D., professor of "Road Transport"  
E-mail: [msi@tu-bryansk.ru](mailto:msi@tu-bryansk.ru)

УДК 533.9:536.244:622.7

Ю.М. ГРИШИН, Н.П. КОЗЛОВ, А.Ю. КУЛАГИН

## ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ЧАСТИЦ ПРИРОДНОГО КВАРЦА С ПОТОКОМ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ ПЛАЗМЫ

*Представлены результаты теоретического исследования процессов взаимодействия плазменного потока аргона и кварцевых частиц размером 0,1-0,4 мм при нестационарном нагреве. Определены условия, при которых может происходить раскол нагреваемых частиц. Установлены оптимальные энергоэффективные режимы плазменной финишной обработки, при которых может быть получен особо чистый кварцевый концентрат.*

*Ключевые слова:* низкотемпературная плазма, обогащение, особо чистый кварц, плазмотрон

### ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время резко возросла потребность промышленности в кварцевых концентратах повышенной чистоты [1]. Фактором, положительно влияющим на динамику роста объемов их производства, является большой спрос со стороны его потребителей, связанный с развитием высоких технологий; в первую очередь это относится к рынку фотоэлементов [2].

Природный кварц большинства российских месторождений характеризуется наличием в нем значительного количества различных элементов-примесей: механические примеси и включения, газовой-жидкие включения (ГЖВ), структурные примеси, сорбированные примеси [3]. Существующие технологии обогащения природного кварца дороги и главное не всегда обеспечивают получение кварцевых концентратов с относительно низкой себестоимостью, удовлетворяющих требованиям повышенной чистоты. Одним из перспективных способов переработки кварцевого сырья на особо чистый кварц (ОЧК) может стать плазменный метод, применяемый на заключительном этапе технологии обогащения [4].

Метод основан на обработке мелкодисперсных (размером 0,1-0,4 мм) кварцевых частиц в высокотемпературной (~10000 К) аргоновой плазменной струе, генерируемой стационарным плазмотроном. При нестационарном нагреве до температур, меньших границы плавления кварца, в результате действия различных физико-химических механизмов происходит удаление элементов-примесей, в том числе и ГЖВ. Кварцевая крупка, проходя обработку в сформированном газоплазменном дисперсном потоке, этим же потоком транспортируется в емкость с дистиллированной водой. Далее после осуществления стандартных технологических операций ультразвуковой обработки, промывки, обезвоживания и сушки получается окончательный продукт – концентрат ОЧК с суммарным содержанием примесей на уровне 10-20 ppm.

Наряду с действием различных механизмов прямой плазменной «очистки» поверхности частиц от примесей (десорбция, испарение и др.), при нестационарном нагреве эффективным механизмом обогащения может являться процесс их раскола, в результате действия возникающих термобарических напряжений. При этом происходит открытие внутренних поверхностей частиц с последующей плазменной очисткой, вскрытие внутренних полостей (вакуолей) с выводом содержащихся в них ГЖВ и т.д.

В данной работе проведено численное моделирование процессов взаимодействия плазменного потока инертного газа и кварцевых частиц размером 0,1-0,4 мм с анализом пространственно-временной картины возникающих в них термобарических напряжений и определение условий, при которых может иметь место их раскол. Целью теоретического исследова-

дования являлась оптимизация основных энергоэффективных параметров плазменной обработки, являющейся финишным этапом процесса обогащения природного кварца.

### Численное моделирование процессов нагрева кварцевых частиц в плазменном потоке инертного газа

Теоретический анализ проведен для условий, реализованных в экспериментальных исследованиях [5], в которых использован стационарный электродуговой плазмотрон с максимальной потребляемой электрической мощностью до  $P_{эл}=30$  кВт и КПД  $\eta \approx 0,5$ . Плазмотрон работал в воздухе атмосферного давления, формируя на выходе из сопла (диаметром  $d_c=6$  мм) дозвуковую аргоновую плазменную струю (при полном расходе плазмообразующего газа  $G_{пл} \approx 1$  г/с). Подача кварцевой крупки осуществлялась транспортирующим газом через инжектор в направлении, перпендикулярном оси потока (с расходом  $G_{тр} \approx 0,08$  г/с). Инжектор с внутренним диаметром 2 мм был расположен на расстоянии 5 мм от среза сопла плазмотрона.

Для таких условий при расходе кварцевой крупки менее 0,3 г/с реализуется режим течения газодисперсной смеси с малой объемной концентрацией твердой фазы, так что гидродинамика и тепломассообмен газодисперсного потока могут быть описаны [6, 7] в рамках математической модели одиночных частиц, включающей в себя:

1. систему уравнений, определяющую газодинамические параметры плазменной струи, истекающей из плазмотрона в газовую среду с заданными параметрами [8];
2. систему уравнений движения и нагрева одиночной твердой частицы в плазменной струе с известными газодинамическими параметрами [9, 10].

Расчет газодинамических параметров стационарной аргоновой плазменной струи, истекающей из сопла плазмотрона в воздух атмосферного давления, проводился численными методами с использованием пакета вычислительной гидродинамики ANSYS CFX. Для моделирования процессов турбулентного переноса выбрана двухпараметрическая транспортная SST модель Ментера [11, 12]. Теплофизические и транспортные свойства газов как функции температуры рассчитывались с использованием автоматизированной программы расчета теплофизических свойств веществ «Терра». Температура и скорость плазмы в выходном сечении сопла считались равномерными и определялись через основные характеристики плазмотрона (удельную энтальпию плазмы  $h = \eta \cdot P_{эл} / G_{пл}$ ), так что при изменении  $h$  от 2,6 до 12 МДж/кг начальная температура и скорость плазменной струи имели значения из диапазона 4000-12000 К и 350-1000 м/с соответственно.

При расчете движения и нагрева частиц кварца принималось, что они имеют сферическую форму, и в потоке на них действуют сила аэродинамического сопротивления, сила тяжести (в направлении движения струи), сила присоединенных масс из-за инерционных эффектов и сила термофореза [9]. При анализе теплообмена термической неоднородностью на масштабах размера частиц пренебрегали. Изменение температуры одиночной частицы определялось межфазным теплообменом, обусловленным теплопроводным и конвективным механизмами переноса теплоты в газе, а так же сбросом теплоты излучением. Начальная скорость частиц кварца  $U_{s0}$  в выходном сечении инжектора выбиралась из диапазона 1-15 м/с, а температура  $T_{s0}=300$  К.

Проанализируем результаты моделирования процессов нагрева кварцевой крупки в плазменной струе. Область струи, в которой происходит нагрев кварцевой крупки до максимальных значений температуры  $T_{s,max}$  ограничена в радиальном направлении – диаметром сопла плазмотрона  $d_c$ , а по длине струи сечением места ввода частиц и сечением с осевой координатой  $(7-8)d_c \approx 40-50$  мм (рисунок 1). Нагрев в других областях потока незначителен из-за охлаждения расширяющейся плазменной струи. На рисунке 2 приведены характерные расчетные значения температуры частиц  $T_s$  в истекающей струе в различные моменты времени  $t$  для разных диаметров  $d_p$  и начальных энтальпий плазмы  $h$ . Из графиков видно, что время нагрева  $t_p$  до максимальной температуры  $T_{s,max}$  для частиц кварца с  $d_p=0,1-0,4$  мм составляет 0,5–1 мс. Значение  $T_{s,max}$  зависит как от удельной энтальпии плазмы  $h$  так и размера частиц

$d_p$ . При изменении  $h$  в 5 раз значения максимальной температуры изменяются не более чем в 2 раза, и их диапазон составляет 550-1030 К для частиц диаметром  $d_p=0,1$  мм, 410-720 К для  $d_p=0,2$  мм, 370-580 К для  $d_p=0,3$  мм и 345-505 К для  $d_p=0,4$  мм. Величина средней скорости нагрева частиц в плазменном потоке  $T_{s,max}/t_p$  зависит как от удельной энтальпии плазмы  $h$ , так и от их размера  $d_p$ , и находится в диапазоне  $\sim 5 \cdot 10^5 - 10^6$  К/с.

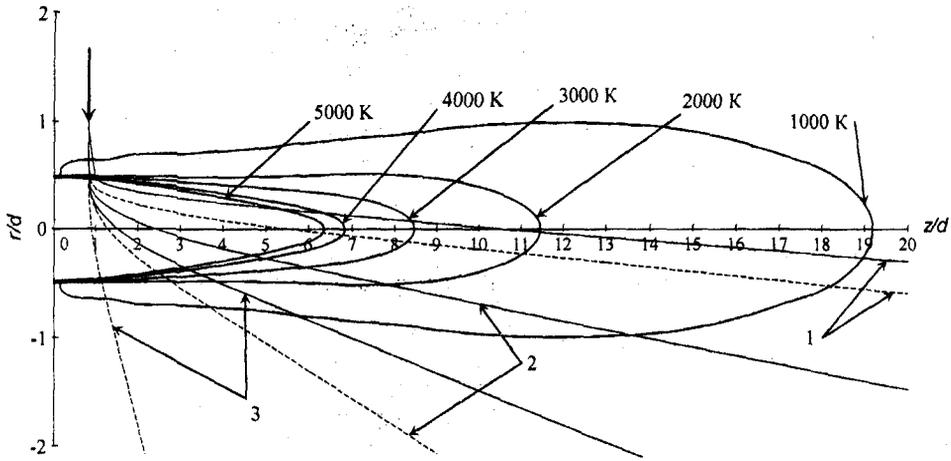


Рисунок 1 - Изотермы потока плазмообразующего газа ( $h=8$  МДж/кг) и траектории частиц диаметром  $d_p=0,1$  мм (сплошные линии) и  $d_p=0,4$  мм (штриховые линии) при разных скоростях ввода: 1 -  $U_{s0}=1$  м/с, 2 -  $U_{s0}=6$  м/с, 3 -  $U_{s0}=15$  м/с

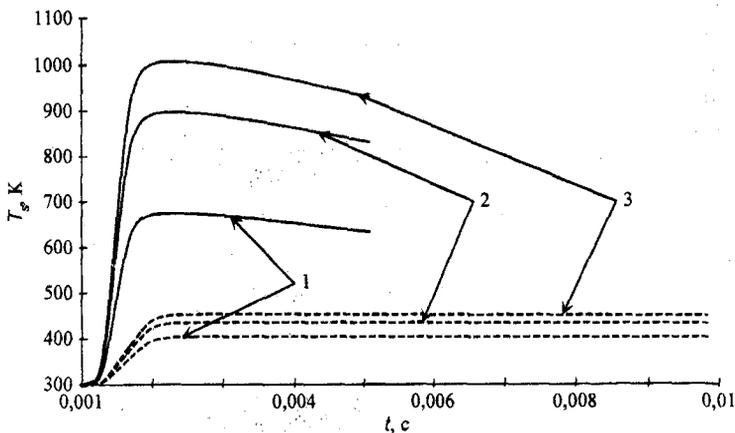


Рисунок 2 - Зависимость температуры частиц кварца диаметром  $d_p=0,1$  мм (сплошные линии) и  $d_p=0,4$  мм (штриховые линии) от времени пребывания в плазменной струе ( $U_{s0}=6$  м/с) при разных значениях начальной энтальпии плазмы: 1 -  $h=2,6$  МДж/кг, 2 -  $h=8$  МДж/кг, 3 -  $h=12$  МДж/кг

Как показали расчеты, в случае, когда плазмообразующим газом является аргон, максимальная температура нагрева частиц меньше температуры плавления  $T_{пл}=1883$  К кварца при любых режимных параметрах плазмотрона, соответствующих условиям эксперимента [5], что исключает потерю массы из-за плавления или испарения кварцевого концентрата.

Результаты исследования влияния начальной скорости частиц на их температуру нагрева показаны на рисунке 3. Как видно, имеет место значительная разница между значениями максимальной температуры частиц при различных скоростях их ввода в струю плазмотрона. Это объясняется (рисунок 1) отличием в траекториях движения и, соответственно, различным временем пребывания в высокотемпературной области потока. Согласно результатам проведенных измерений распределения по размерам частиц кварцевых порошков, по-

лучаемых из гранулированного и жильного кварцевого сырья, в стандартном диапазоне их размеров (0,1-0,4 мм) большая часть (70-80 % массы) имеет размеры более 0,2 мм. Для частиц кварца такого размера рекомендуемые значения начальных скоростей ввода частиц лежат в диапазоне 2-4 м/с, что соответствует условиям нагрева практически всех частиц до максимальных температур (рисунок 3).

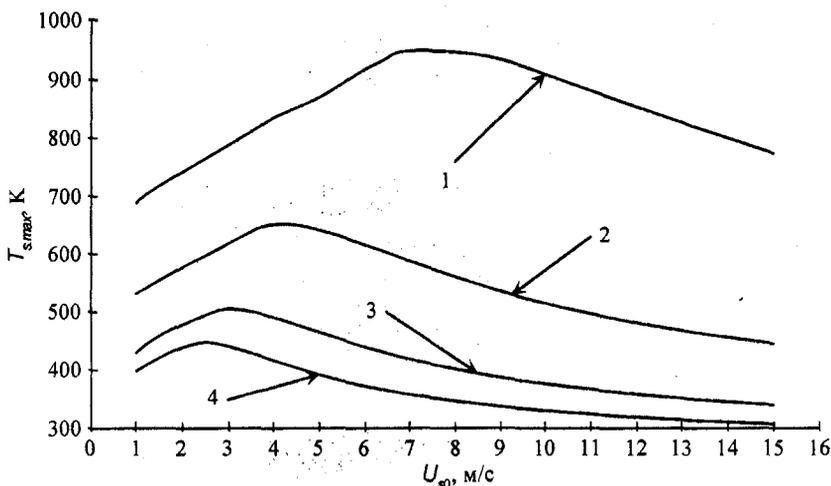


Рисунок 3 - Зависимость максимальной температуры частиц кварца  $T_{s,max}$  разных диаметров  $d_p$  от их начальных скоростей  $U_0$  (при  $h=8$  МДж/кг): 1 -  $d_p=0,1$  мм, 2 -  $d_p=0,2$  мм, 3 -  $d_p=0,3$  мм, 4 -  $d_p=0,4$  мм

Важным вопросом при выборе параметров плазменной установки переработки кварца является выбор расстояния до эксикатора-приемника и его габаритов. По результатам расчетов было выявлено, что для частиц кварца размера 0,1-0,4 мм и начальных скоростей ввода 2-4 м/с расстояние от среза плазматрона до поверхности жидкости в эксикаторе должно быть не менее 400 мм, а диаметр эксикатора – не менее 250 мм. В этом случае массовые потери кварца будут минимальны, а время пребывания в струе составит величину порядка 10 мс.

#### Численное моделирование термобарических напряжений в кварцевых частицах

При нестационарном нагреве частиц в плазменной струе и возникновении в них термических напряжений (из-за пространственной неоднородности поля температур) и барических напряжений (из-за повышения давления ГЖВ в вакуолях) могут иметь место растрескивание и раскол частиц. В данном разделе представлены результаты численного моделирования термобарических напряжений в кварцевых частицах и определены условия их разрушения.

Теплофизические свойства кварца являются сильно нелинейными функциями температуры [13, 14], особенно в области температуры  $T_{\alpha\beta}=846$  К фазового перехода  $\alpha$ -кварц  $\leftrightarrow$   $\beta$ -кварц, прохождение которой сопровождается существенным изменением всех тепловых и механических свойств, в первую очередь коэффициента объемного расширения. По своим механическим свойствам кварц относится к категории хрупких материалов, по-разному реагирующих на сжатие и растяжение. При этом предел прочности кварца при растяжении  $\sigma_{\text{р}}$  существенно меньше, чем предел прочности при сжатии  $\sigma_{\text{сж}}$ , величины которых в данных расчетах приняты равными, соответственно, 50 МПа и 1,1 ГПа [14].

При расчетах полей температур и термобарических напряжений считали, что кварцевая частица обладает в среднем изотропными свойствами. Частица может быть как сплошной, так и содержать внутри себя сферические полости (вакуоли) с диаметром  $d_b=(0,05-0,1)d_p$ , заполненные ГЖВ. В расчете принято, что в частице может быть одна вакуоль, размещенная в центре.

Сферически-симметричное температурное поле  $T(r,t)$ , внутри частицы рассчитывалось на основании численного решения задачи нестационарной теплопроводности с извест-

ными нелинейными свойствами кварца и ГЖВ. При решении уравнения Фурье-Кирхгофа считали, что в начальный момент времени (вход частицы в плазменную струю) температура частицы везде одинакова и равна  $T_0=300$  К. В качестве краевых использованы условие симметрии на оси частицы, и заданный на поверхности закон изменения ее температуры  $T_s(T_{s,max},t)$ , полученный на основе аппроксимации результатов решения задачи нагрева частицы в плазменной струе:

$$T_s T_{s,max}, t = T_0 + (T_{s,max} - T_0) (1 - \exp(-t/\tau_p)) \quad (1)$$

Для каждого момента времени нагрева и соответствующего ему поля температур  $T(r,t)$  определялись компоненты тензора напряжения в кварцевой частице на основе результатов численного решения уравнения равновесия [16]. При записи краевых условий пренебрегали давлением плазмы на поверхность частицы. Для частицы с вакуолью учитывали давление ГЖВ в вакуоли, рассчитываемое по среднеинтегральной (по объему вакуоли) температуре  $T$  на данный момент времени. Численное решение уравнений Фурье-Кирхгофа и равновесия проведено методом конечных элементов в программном комплексе ANSYS. Эквивалентное напряжение  $\sigma_{эв}$  для оценки условий разрушения определялось по теории Мора. Критерием разрушения кварцевой частицы являлось превышение значений эквивалентных напряжений  $\sigma_{эв}$  предела прочности при растяжении  $\sigma_{пр}$ .

Результаты расчетов пространственно-временного распределения температуры показали, что, в мелких частицах ( $d_p=0,1$  мм) градиенты температур существенны только на начальной фазе нагрева, т.е. в интервале времени от 0 до  $\sim 2\tau_p$ , а в течение остального времени, температура распределена по частице практически равномерно. Чем крупнее частица, тем заметнее эффекты нестационарности нагрева, проявляющиеся в наличие больших градиентов температур, которые наблюдаются практически в течение всего времени нагрева. При этом возникающие термонапряжения  $\sigma_{эвT}$  максимальны в центральных областях частиц, именно там возникают условия превышения порогов разрушения, и, в зависимости от уровня температуры нагрева, возможны ситуации, когда область «перенапряжений» может охватить всю частицу. Указанные особенности поведения температурных градиентов в известной степени определяют характер изменения и величину возникающих термических напряжений, так что более крупные частицы будут разрушаться при меньших температурах, чем мелкие. Количественно этот факт подтверждается расчетным графиком зависимости температуры разрушения безвакуольной частицы от ее диаметра под действием возникающих термических напряжений (рисунок 5, линия  $X=1$ ). Обратим внимание, что температура термического разрушения  $T_{разрT} \leq T_{аб}$ .

При наличии в частицах вакуоли с ГЖВ имеет место деформация, обусловленная действием давления  $P$  нагреваемого ГЖВ. При этом в частице наряду с термонапряжением  $\sigma_{эвT}$  дополнительно возникает барическая составляющая напряжения  $\sigma_{эвP}$ , и частица подвергается комплексному термобарическому воздействию с напряжением  $\sigma_{эвTP}$ .

Для анализа барических напряжений установлена связь давления  $P$  с составом и температурой ГЖВ. Основными компонентами ГЖВ в природном кварце являются [16, 17] вода и углекислый газ, причем соотношение их объемов в вакуоли при нормальных условиях ( $P_0=1$  бар,  $T_0=300$  К) может характеризоваться величиной начальной объемной доли  $CO_2$   $X=V_{CO2}/V_v$ , где  $V_{CO2}$  – объем занятый газообразным  $CO_2$ ,  $V_v$  – объема вакуоля. Из условия сохранения массы компонентов ГЖВ и неизменности  $V_v$  можно получить соотношение:

$$X v_{CO2}(T,P) + (1-X) v_{H2O}(T,P) = X v_{CO2}(T_0,P_0) + (1-X) v_{H2O}(T_0,P_0) = 1, \quad (2)$$

которое при известных термических уравнениях состояния компонентов  $CO_2$  и  $H_2O$ , т.е. зависимостей удельных массовых объемов  $v_{H2O}$  и  $v_{CO2}$  от  $T$  и  $P$ , устанавливает связь давления ГЖВ –  $P$  с температурой и  $X$ .

Расчет зависимости  $P(T,X)$  проведен с использованием сертифицированного пакета программ для вычислений теплофизических свойств воды, водяного пара и углекислого газа

«WaterSteamPro» при температурах  $T=300-1100$  К и  $X=0-1$ . Результаты расчетов представлены на рисунке 4 в виде зависимостей  $P(T)$  для различных значений  $X$ .

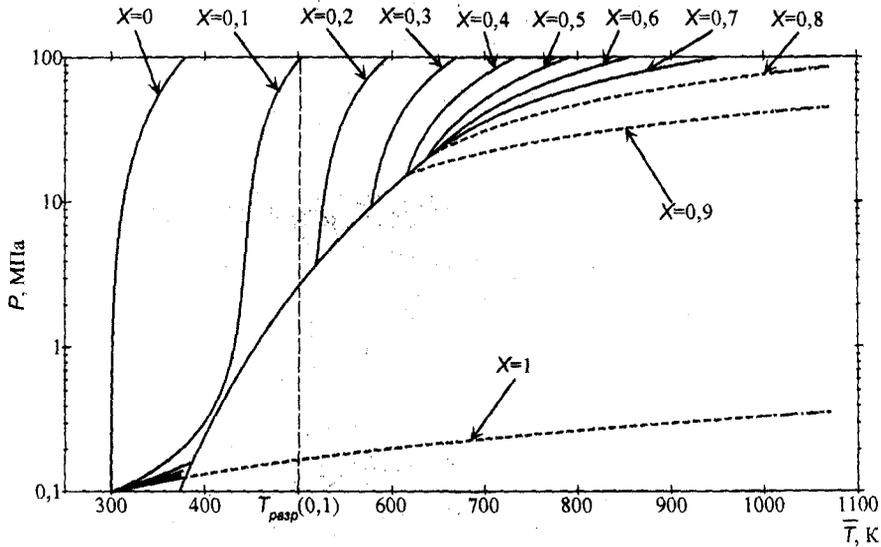


Рисунок 4 - Зависимость давления  $P$  ГЖВ от температуры  $T$  и параметра  $X$

Барическая составляющая напряжения  $\sigma_{\text{эвк}}P$  определяется по известным формулам [15], она максимальна на поверхности вакуоля и при условии  $d_a \leq d_p$  приближенно равна  $P/2$ . Отсюда следует, что давление ГЖВ, при котором произойдет разрушение частицы  $P_{\text{разр}} \approx 2\sigma_{\text{вр}} = 100$  МПа, а соответствующая ему «температура барического разрушения»  $T_{\text{разр}}P$  определяется по графику (рисунок 4) как температура в точке пересечения линии  $P = P_{\text{разр}}$  и линий  $P = P(T, X)$ . Поскольку в рамках сделанных допущений  $P_{\text{разр}}$  не зависит от  $d_v$  и  $d_p$ , то и  $T_{\text{разр}}P$  не зависит от  $d_v$  и  $d_p$ .

Полученные с учетом (1, 2) расчетные значения полных термобарических напряжений, возникающих в кварцевых частицах при нестационарном нагреве, позволили определить минимальные величины абсолютных температур термобарического разрушения  $T_{\text{разр}}TP$ , при которых возникающие на поверхности вакуоли напряжения будут превышать допустимые значения  $\sigma_{\text{вр}}$  и частица будет расколота. Расчетные зависимости  $T_{\text{разр}}TP$  от диаметра частиц  $d_p$  при вариации  $X$  приведены на рисунке 5. Видно, что наличие в частицах вакуолей с ГЖВ может приводить к существенному снижению уровня температуры разрушения частицы по сравнению с температурой чисто термического разрушения, особенно в случае если в составе ГЖВ находится жидкая компонента с начальной объемной долей  $(1-X)$  большей, чем 0,9. При этом разрушению будут подвержены практически все частицы вне зависимости от размера при температурах нагрева не превышающих  $\approx 500$  К.

Совмещенные расчетные зависимости (рисунок 5) средних максимальных температур нагрева кварцевых частиц и температур их термобарического разрушения от диаметра частиц  $d_p$  при вариации  $h$  и  $X$  позволяют осуществить выбор оптимальных режимов плазменной обработки, при которых будет происходить растрескивание частиц и, как следствие, их эффективное обогащение. Условия разрушения прежде всего зависят от того, есть ли в частице вакуоли с ГЖВ или нет. Температурный порог разрушения частиц с вакуолями определяется составом ГЖВ (величиной начального газосодержания  $X$ ). В зависимости от свойств кварца существует минимальное (пороговое) значение удельной энтальпии плазмы  $h_{\text{пор}}$ , превышение которого приведет к резкому увеличению эффективности обогащения. Например, для кварцевых частиц размером 0,1-0,4 мм, не содержащих ГЖВ ( $X=1$ ), необходимо осуществлять режимы с высоким уровнем энергозатрат в плазму  $h > h_{\text{пор}} = 10-12$  МДж/кг. Для кварцевых частиц с водными включениями ( $X \approx 0$ ) эффективное обогащение можно производить в режимах с существенно более низкими энергозатратами (с  $h > h_{\text{пор}} = 4$  МДж/кг).

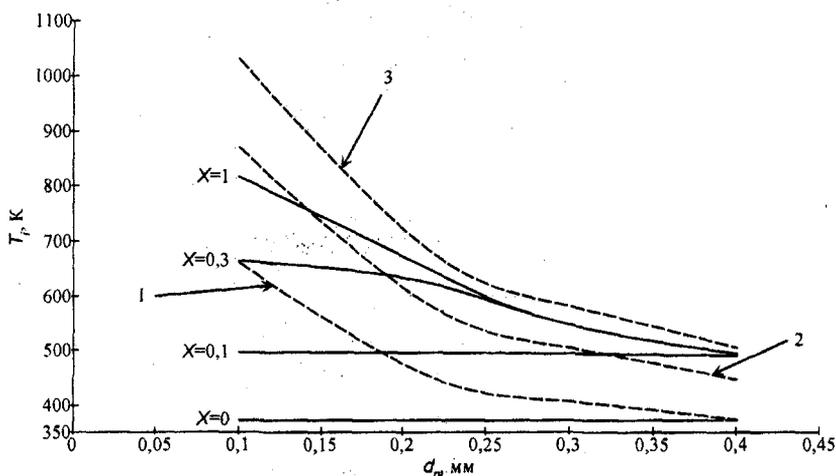


Рисунок 5 - Зависимость максимальных температур нагрева  $T_{max}$  (штриховые линии) от размера частиц  $d_p$  при  $h=var$  и температур разрушения  $T_{разр}$  (сплошные линии) от размера частиц  $d_p$  при  $X=var$ : 1 –  $h=4$  МДж/кг, 2 –  $h=8$  МДж/кг, 3 –  $h=12$  МДж/кг

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании проведенного теоретического исследования процессов взаимодействия частиц природного кварца с потоком низкотемпературной электродуговой плазмы могут быть сделаны следующие выводы. Полученные результаты доказывают, что при характерных для плазменного метода условиях нестационарного нагрева раскол (растрескивание) кварцевых частиц с диаметрами  $d_p=0,1-0,4$  мм может происходить при их нагреве до температур, меньших температуры фазового перехода  $T_{фз}=846$  К. Так как явление раскола происходит с частицами, еще находящимися в потоке высокотемпературной плазмы, то возможно протекание плазмохимической очистки от примесей вновь открывающихся поверхностей, а, следовательно, в итоге может быть осуществлено не только поверхностное, но и объемное обогащение кварца. При наличии вакуолей с ГЖВ раскол (растрескивание) кварцевых частиц приводит к вскрытию каналов для вывода ГЖВ. Температурный порог разрушения определяется диаметром частиц  $d_p$  и величиной газосодержания  $X$ . Чем больше  $X$  и меньше  $d_p$ , тем труднее вывести ГЖВ. Минимальную величину удельной электрической мощности плазмотрона, как комплексного параметра режима обработки, следует подбирать в зависимости от типа перерабатываемого кварцевого концентрата из диапазона 4-12 МДж/кг. Нижний предел соответствует молочно-белому жильному кварцу с большим содержанием ГЖВ, верхний – прозрачному жильному и гранулированному кварцу. Стоит однако отметить, что в силу приближенности расчетно-теоретической модели определения условий разрушения кварцевых частиц, а также различия в свойствах кварца разных геолого-генетических типов и месторождений, необходимо проведение дополнительных экспериментальных исследований с целью определения действительных пороговых значений удельной электрической мощности плазмотрона, соответствующих наиболее оптимальным режимам обогащения.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Серых, Н.М. Минерально-сырьевая база пьезооптического и кварцевого сырья России [Текст] / Н.М. Серых, Л.А. Борисов, В.К. Федотов // Горный журнал, 2009. - № 6. - С. 34-37.
2. Белоусова, Е.Б. Мировой рынок высокочистого природного кварца [Текст] / Е.Б. Белоусова, И.М. Петров // Минеральные ресурсы России. Экономика и управление, 2010. - № 1. - С. 62-65.

3. Данилевская, Л.А. Микровключения в кварце и их влияние на степень очистки при обогащении [Текст] / Л.А. Данилевская, Л.С. Сканниция // Значение исследований технологической минералогии в решении задач комплексного освоения минерального сырья, 2007. - С. 128-135.
4. Борисов, Л.А. Исследования модификации состава примесей частиц природного кварца в дисперсном плазменном потоке [Текст] / Л.А. Борисов [и др.] // Теплофизика высоких температур, 2007. - Т. 45. - № 5. - С. 777-781.
5. Гришин, Ю.М. Экспериментальные исследования финишного плазмохимического обогащения кварца на плазменной технологической установке фирмы «Зульцер-Метко» [Текст] / Ю.М. Гришин, Н.П. Козлов, А.С. Скрябин, А.Е. Трошин // VIII Международный симпозиум по радиационной плазмодинамике: Сборник научных трудов. - М.: НИЦ «Инженер», 2009. - С. 186-189.
6. Нигматулин, Р.И. Динамика многофазных сред [Текст] / Р.И. Нигматулин. - В 2-х ч. - Ч. 1. - М.: Наука, 1987. - 468 с.
7. Вараксин, А.Ю. Турбулентные течения газа с твердыми частицами [Текст] / А.Ю. Вараксин. - М.: ФИЗМАТЛИТ, 2003. - 192 с.
8. Ramshaw, J.D. Computational fluid dynamics modeling of multicomponent thermal plasmas [Text] / J.D. Ramshaw, C.H. Chang // Plasma Chemistry and Plasma Processing (1991). - Volume 12 - Number 3. - Pp. 299-325.
9. Pfender, E. Particle Dynamics and Particle Heat and Mass Transfer in Thermal Plasmas. Part I. The Motion of a Single Particle without Thermal Effects [Text] / E. Pfender, Y.C. Lee // Plasma Chemistry and Plasma Processing (1985). Volume 5. - Number 3. - P. 211-237.
10. Pfender, E. Particle Dynamics and Particle Heat and Mass Transfer in Thermal Plasmas. Part II. Particle Heat and Mass Transfer in Thermal Plasmas [Text] / E. Pfender, Y.C. Lee // Plasma Chemistry and Plasma Processing (1985). - Volume 5. - Number 4. - P. 391-414.
11. Menter, F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [Text] / F.R. Menter // AIAA-Journal (1994). - Volume 32. - Number 8. - P. 1598-1605.
12. Menter, F.R. Eddy Viscosity Transport Equations and their Relation to k- $\epsilon$  the Model [Text] / F.R. Menter // NASA Technical Memorandum 108854, November 1994.
13. Комов, И.Л. Природный кварц и его физико-химические свойства [Текст] / И.Л. Комов, М.И. Самойлович // Мингео СССР, ВНИИСИМС. М.: Недра, 1985. - 126 с.
14. Юшкин, Н.П. Механические свойства минералов [Текст] / Н.П. Юшкин. - Л.: Наука, 1971. - 282 с.
15. Ландау, Л.Д. Теоретическая физика [Текст] : учеб. пособие для вузов. - В 10 т. Т. VII. Теория упругости. 5-е изд., стереот. / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. - М.: ФИЗМАТЛИТ, 2003. - 264 с.
16. Рёддер, Э. Флюидные включения в минералах [Текст] / Э. Рёддер. - В 2-х т. Т. 1. Пер. с англ. - М.: Мир, 1987. - 560 с.
17. Емлин, Э.Ф., Синкевич, Г.А., Яшкин, В.И. Жильный кварц Урала в науке и технике [Текст] / Э.Ф. Емлин, Г.А. Синкевич. - Свердловск, Ср. Урал. Книжн. Изд-во, 1988. - 272 с.

**Гришин Юрий Михайлович**

Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана, г. Москва  
Доктор технических наук, профессор, ведущий научный сотрудник НИИ Энергомашиностроения МГТУ им. Н.Э. Баумана  
105005, г. Москва, 2-я Бауманская улица, д. 5  
Тел. (499) 263-67-29  
E-mail: [ygrishin@power.bmstu.ru](mailto:ygrishin@power.bmstu.ru)

**Козлов Николай Павлович**

Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана, г. Москва  
Доктор технических наук, профессор кафедры «Плазменные энергетические установки»  
105005, г. Москва, 2-я Бауманская улица, д. 5  
Тел. (499) 263-69-19

**Кулагин Алексей Юрьевич**

Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана, г. Москва  
Аспирант МГТУ им. Н.Э. Баумана  
105005, г. Москва, 2-я Бауманская улица, д. 5  
Тел. (499) 263-67-29  
E-mail: [aykulagin@me.com](mailto:aykulagin@me.com)

Y.M. GRISHIN, N.P. KOZLOV, A.Y. KULAGIN

**THEORETICAL STUDY OF THE INTERACTION PROCESSES OF NATURAL QUARTZ PARTICLES WITH THE LOW-TEMPERATURE ARC PLASMA FLOW**

*Theoretical study results of the interaction processes of the argon plasma flow with quartz particles of 0.1-0.4 mm size during the non-stationary heating are presented. Conditions under which crack of heated up particles can occur are specified. Optimal plasma finishing operating conditions under which high purity quartz concentrate can be obtained are established.*

*Key words: low-temperature plasma, purification, high purity quartz, plasmatron*

## BIBLIOGRAPHY

- [1] Seryh N.M., Borisov L.A., Fedotov V. K. A mineral-raw-material base pjezo-optical and quartz raw materials of Russia//Mountain magazine, 2009. № 6. P. 34-37.
- [2] Belousova E.B., Petrov I.M. A world market of highly pure natural quartz//Mineral resources of Russia. Economy and steering, 2010. № 1. P. 62-65.
- [3] Danilevskaya L.A., Skamnitskaya L.S. Microinclusion in quartz and their influence on clearing degree at enrichment//Technological mineralogy probes value in the decision of mineral raw materials complex development problems, 2007. P. 128-135.
- [4] Borisov L.A., Grishin Ju.M., Gulin E.N., Kajryak A.D., Kozlov N.P., Kutryev M.V. Probes of natural quartz particle simplicity structure version in a disperse plasma stream//Thermophysics of high temperatures, 2007. I. 45. № 5. P. 777-781.
- [5] Grishin Ju.M., Kozlov N.P., Skryabin A.S., Troshin A.E. An experimental research of finishing plazmochemistry quartz enrichments on plasma technological installation of firm "Zultser-Metko"//VIII International symposium on radiating plazmodynamics: the Collection of proceedings. – M: SIC «Injener», 2009. P. 186-189.
- [6] Nigmatulin R. I. Dynamics of multiphase environments. In 2 parts. P. 1. M.: Nauka, 1987. – 468 P.
- [7] Varaksin A.Ju. Turbulent flow of gas with firm particles. – M.: PHISMATLIT, 2003. – 192 p.
- [8] Ramshaw J.D., Chang C.H. Computational fluid dynamics modeling of multicomponent thermal plasmas // Plasma Chemistry and Plasma Processing (1991). Volume 12, Number 3, P. 299-325.
- [9] Pfender E., Lee Y.C. Particle Dynamics and Particle Heat and Mass Transfer in Thermal Plasmas. Part I. The Motion of a Single Particle without Thermal Effects // Plasma Chemistry and Plasma Processing (1985). Volume 5, Number 3, P. 211-237.
- [10] Pfender E., Lee Y.C. Particle Dynamics and Particle Heat and Mass Transfer in Thermal Plasmas. Part II. Particle Heat and Mass Transfer in Thermal Plasmas // Plasma Chemistry and Plasma Processing (1985). Volume 5, Number 4, P. 391-414.
- [11] Menter F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // AIAA-Journal (1994). Volume 32, Number 8, P. 1598-1605.
- [12] Menter F.R. Eddy Viscosity Transport Equations and their Relation to k-ε the Model. NASA Technical Memorandum 108854, November 1994.
- [13] Komov I.L., Samoylovich M.I. Natural quartz and its physical and chemical properties // Mingeo USSA, VNIISIMS, M.: Nedra, 1985. – 126 p.
- [14] Yushkin N.P. Mechanical properties of minerals. L.: Nauka, 1971. – 282 p.
- [15] Landau L.D., Lifshits E.M. Theoretical physics: manual.: For high schools. In 10 parts. part VII. The elasticity theory. 5 publ., stereotype. / L.D.Landau, E.M.Lifshits. - M.: PHIZMATLIT, 2003. – 264 p.
- [16] Ryodder E. Fluid inclusions in minerals. In 2 parts. Part. 1. translated from english. – M.: Mir. 1987. – 560 p.
- [17] Yemlin E.F., Sinkevich G. A, Yashkin V. I. Vein quartz of Ural Mountains in a science and the technics. Sverdlovsk, Middle Ural. Publishing house, 1988. – 272 p.

**Grishin Yury Mikhailovich**  
 Moscow State Technical University  
 named after Bauman, Moscow  
 Doctor of Technical Sciences, Profes-  
 sor, Leading Scientific Associate of  
 the Power Machine Building Re-  
 search Institute  
 105005, Moscow, 2nd Baumanskaya  
 Street, 5  
 Tel. (499) 263-67-29  
 E-mail: [vgishin@power.bmstu.ru](mailto:vgishin@power.bmstu.ru)

**Kozlov Nikolai Pavlovich**  
 Moscow State Technical University  
 named after Bauman, Moscow  
 Doctor of Technical Sciences, Profes-  
 sor, Department of Plasma Power  
 Generating Systems  
 105005, Moscow, 2nd Baumanskaya  
 Street, 5  
 Tel. (499) 263-69-19

**Kulagin Alexey Yurievich**  
 Moscow State Technical University  
 named after Bauman, Moscow  
 Graduate student of Moscow State  
 Technical University named after  
 Bauman  
 105005, Moscow, 2nd Baumanskaya  
 Street, 5  
 Tel. (499) 263-67-29  
 E-mail: [aykulagin@me.com](mailto:aykulagin@me.com)

## ПРИМЕНЕНИЕ СТАТИСТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ В ОЦЕНКЕ ТОЧНОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ОБРАБОТАННЫХ ДОРНОВАНИЕМ

*В статье рассматривается методика экспериментальных исследований точности размеров и формы поверхностей, полученных дорнованием. Представлены результаты эксперимента по исследованию влияния технологических параметров процесса на эксцентricность, овальность и прямолинейность оси отверстий.*

*Ключевые слова: дорнование, точность, гармонический анализ, отклонения от круглости, овальность, эксцентricность, прямолинейность*

### ВВЕДЕНИЕ

Дорнование отверстий относится к чистовым методам обработки, основным назначением которых является обеспечение точности и качества обработанных поверхностей. Точность при дорновании не должна рассматриваться по аналогии с обработкой резанием, т. к. закономерности деформационных процессов имеют иную природу. При механической обработке резанием появление погрешностей обусловлено чаще всего неточностью станка, режущего инструмента и приспособлений в ненагруженном состоянии, деформациями под действием усилий резания, нагрева трущихся частей элементов СПИД. Точность при резании связана с функционированием технологической системы «станок – заготовка – инструмент – оснастка», которая должна быть непременно замкнутой [3]. При дорновании точность обдирания не оказывает существенного влияния на точность обработки детали, так как траектория перемещения инструмента вдоль оси отверстия заготовки практически не зависит от кинематики станка. Наоборот, при дорновании нередко стремятся ослабить связь заготовки со станком, применяя шарнирные (плавающие) опоры. В основе деформационного формообразования лежат процессы перемещения деформируемого материала в свободные от контакта зоны, в том числе и в зону предварительно сформированной поверхности. Форма и размеры дорна, в принципе, должны определять точность обработанного отверстия, но даже чисто формально метод дорнования нельзя отнести к методам формообразования копированием. Объясняется это, прежде всего тем, что фактически все применяемые процессы дорнования основаны на использовании разомкнутых систем, в которых достижение высокой точности проблематично или вовсе невозможно. В связи с этим при использовании дорнования на первый план выдвигаются задачи, решение которых должно быть направлено на обеспечение устойчивости формы и размеров очага деформации на всем пути продвижения дорна при его непрерывном контактном взаимодействии с заготовкой.

На точность получаемых при дорновании поверхностей существенное влияние оказывают систематические и случайные исходные погрешности заготовки, неоднородность механических свойств обрабатываемого материала, непостоянство натягов дорнования, геометрические параметры инструментов, условия и схемы обработки [4]. Некоторые из перечисленных погрешностей сохраняются после дорнования отверстия детали, как технологически унаследованные. Однако вследствие незамкнутости технологической системы возможно возникновение новых погрешностей, виды которых определяются степенью неустойчивости траектории перемещения дорна в отверстии заготовки. Поэтому при проектировании технологических процессов практически важно знать возможности обеспечения заданной точности обработки отверстий дорнованием с учетом возникновения многочисленных элементарных погрешностей формы, таких, как овальность, огранность, непрямолинейность оси отверстия и др., не характерных для процессов резания, но практически имеющих место при дорновании.

Непредсказуемость образования элементарных погрешностей формы отверстий при дорновании зачастую объясняется недостатком информации о причинах их возникновения, особенно в тех случаях, когда аналитически причинно-следственные связи не установлены. В таких случаях необходимые знания могут быть получены только на основе экспериментальных исследований.

В состав измерительной системы (рисунок 1) входят:

- станок модели 2204ВМФ4, высокого класса точности, имеющий систему ЧПУ 2С42, поворотный стол, дискретность перемещений по координатным осям 0,001 мм, точность позиционирования приводов 5 мкм.
- блок преобразователя сигналов, состоящий из прецизионного датчика 1 перемещений типа LVDT, вмонтированного в корпус нутромера 2. Преобразователь установлен в расточной оправке 3, которая закрепляется в шпинделе станка.
- Индикатор 7 серии E725 на базе микропроцессора, предназначенный для амплитудной модуляции сигналов с датчика, их визуализации при определении сбалансированного положения, подключаемый к ЭВМ

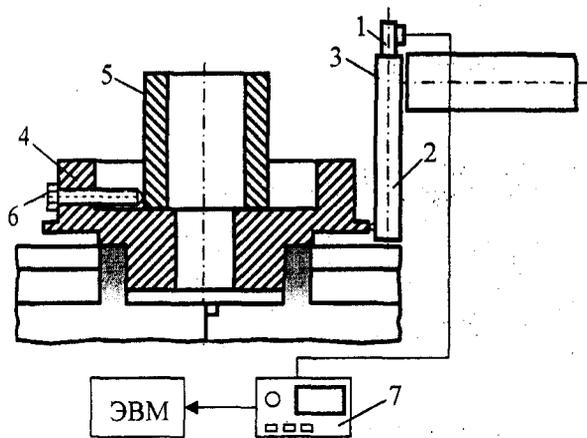


Рисунок 1 - Система для измерения образцов

модуляции сигналов с датчика, их визуализации при определении сбалансированного положения, подключаемый к ЭВМ

- ЭВМ класса не ниже *Pentium II* с программным обеспечением для приема потока данных измерений в формате электронной таблицы EXCEL;
- шайба 4 для предварительного центрирования и закрепления объекта измерения 5, имеющая центрирующий поясок для установки нуля отсчета координат станка.

Установочные поверхности шайбы 4 и ее центрирующий поясок подвергались тщательной доводочной обработке с целью достижения точности по 6 качеству.

Отклонение от круглости центрирующего пояска, измеренное на стандартном кругломере типа М-290 составляет 0,005 мм. Это дает возможность использовать шайбу 4 как эталон при измерениях цилиндра. На поверхность для установки образцов нанесен ряд концентрических окружностей для обеспечения предварительного центрирования. Образец закрепляется и регулируется по положению с помощью трех винтов 6.

Индуктивный датчик типа GT2500 имеет пределы измеряемых отклонений  $\pm 2,5$  мм, что позволяет измерять поверхности с достаточно большими погрешностями размеров. Отсчет отклонений датчика от сбалансированного положения осуществляется двойственным образом: непосредственным считыванием показаний индикатора 7 или передачи в цифровом виде данных на ЭВМ.

Для одного образца проводится серия замеров наружной или внутренней поверхностей для пяти уровней по координате  $Y$ . Выходной файл, сформированный программой измерений, содержит  $N$  матриц  $L_{i,j}$  отклонений датчика и данные о координатах  $X_b$  и  $Z_b$  ( $i=1..72; j=1..5$ ).

При исследовании точности обработки деталей с номинальной цилиндрической поверхностью широко используют методы спектрального анализа [4]. В соответствии с этим методом, функцию погрешности формы обработанной поверхности  $\Delta$  для любого поперечного сечения можно представить в виде ряда Фурье с конечным числом членов  $k=n$ :

$$\Delta(\varphi) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^n (a_k \cos(k\varphi) + a_k \sin(k\varphi)),$$

в котором коэффициенты определяются соотношениями

$$\alpha_0 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \Delta(\varphi) d\varphi; \quad \alpha_k = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \Delta(\varphi) \cos(k\varphi) d\varphi; \quad b_k = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \Delta(\varphi) \sin(k\varphi) d\varphi$$

При таком представлении функции  $\Delta$  члены ее разложения имеют определенный физический смысл. Нулевой член разложения  $\alpha_0/2$  равен среднему значению функции за период  $T = 2\pi$ . Эта величина характеризует отклонение размера и не зависит от полярной координаты  $\varphi$ . Первый член разложения  $\sqrt{a_1^2 + b_1^2} \cos(\varphi + \varphi_1)$  характеризует эксцентриситет с амплитудой  $\sqrt{a_1^2 + b_1^2}$  и фазой  $\varphi_1$ . Второй член ряда Фурье характеризует овальность, третий – огранку с трехвершинным профилем и т.д. Последующие члены ряда характеризуют волнистость в поперечном сечении, а при больших значениях  $k$  – шероховатость. Учитывая это обстоятельство, при исследовании круглости и разложении функции  $\Delta$  в ряд Фурье обычно ограничиваются первыми 5-7 гармоническими составляющими.

Рассмотрим алгоритм обработки данных, полученных от измерительного комплекса в виде выходного файла «Образец№1.txt», содержащего матрицу  $L_{i,j,k}$  ( $i=1..n, j=1..m, k=1..N$ ) отклонений реального профиля поверхности отверстия от средней линии окружности, определяемой координатой  $Z_b$ , соответствующей сбалансированному положению датчика. На каждом уровне измерений (всего  $m=5$  уровней) совершалось  $N=30$  оборотов стола и зафиксировано  $n=72$  измерения.

1. Определим выборочные математические ожидания отклонений точек реального профиля от средней линии окружности по формуле:

$$\bar{L}_{i,j} = \frac{\sum_{k=1}^N L_{i,j,k}}{N} \quad (1)$$

2. Для оценки точности применяемого метода регистрации отклонений определим выборочные дисперсии отклонений в каждой точке:

$$SL_{i,j} = \frac{\sum_{k=1}^N (L_{i,j,k} - \bar{L}_{i,j})^2}{N-1} \quad (2)$$

3. Проверим гипотезу однородности выборочных дисперсий с помощью критерия Кохрена по формуле

$$G = \frac{\max(SL)}{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m SL_{i,j}} \quad (3)$$

Табличное значение критерия  $G_{1-q}$  для уровня значимости  $q=0,05$  приведено в справочниках, например в [1].

В случае если  $G > G_{1-q}$ , гипотеза однородности дисперсий должна быть отвергнута. Делаем вывод о нестабильности метода измерений, рекомендуем увеличить количество оборотов стола и прекращаем алгоритм.

В случае если  $G < G_{1-q}$ , гипотеза однородности дисперсий с вероятностью  $P=0,95$  принимается. В предположении о независимости случайной величины, оценим общую выборочную дисперсию отклонений точек реального профиля по формуле

$$S_L^2 = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m SL_{i,j}}{n \cdot m} \quad (4)$$

4. Оценим границы доверительного интервала, в котором с вероятностью  $P=0,95$  находится генеральная дисперсия отклонений точек реального профиля с помощью критерия  $\chi^2$  (критерий Пирсона)

$$\chi^2 = \frac{(n \cdot m - 1) \cdot S_L^2}{DS_L} \quad (5)$$

Квантильные границы распределения Пирсона  $\chi^2_{q/2}$  и  $\chi^2_{1-q/2}$  определим по справочнику, например в [1]. Решаем неравенство  $\chi^2_{q/2} > \chi^2 < \chi^2_{1-q/2}$  для определения границ доверительного интервала генеральной дисперсии отклонений

$$\frac{(n \cdot m - 1) \cdot S_L^2}{\chi^2_{1-q}} < DS_L < \frac{(n \cdot m - 1) \cdot S_L^2}{\chi^2_q} \quad (6)$$

5. В предположении нормального закона распределения, делаем вывод о том, что максимальная дисперсия случайной величины отклонения составит  $D_{max} = \frac{(n \cdot m - 1) \cdot S_L^2}{\chi^2_q}$ . При этом, в соответствии с правилом трех сигм [1] установим величину максимального рассеяния исследуемых отклонений  $6\sqrt{D_{max}}$ . Эту величину сопоставляем с допуском  $\Delta_{дет}$  на измеряемую поверхность отверстия и делаем вывод о возможности измерения данным способом. В случае недопустимого соотношения (например,  $6\sqrt{D_{max}} \approx \Delta_{дет}$ ) прекращаем алгоритм и принимаем меры для увеличения точности и надежности измерений.

6. Для дальнейших вычислений принимаем  $L = \bar{L}$ , то есть отклонения точек реального профиля есть результат их усреднения по данным, полученным за  $n$  оборотов стола.

7. Определяем для каждого поперечного сечения величины средних отклонений от базовой окружности по формуле нулевого члена ряда Фурье

$$A0_j = \frac{\sum_{i=1}^n L_{i,j}}{n} \quad (7)$$

Остальные члены ряда Фурье вычисляем по формулам:

$$A_{j,k} = \sum_{i=1}^n (L_{i,j} \cdot \sin(k \cdot \varphi(i))), \quad B_{j,k} = \sum_{i=1}^n (L_{i,j} \cdot \cos(k \cdot \varphi(i))), \quad (8)$$

где  $k=1..3$  – номер гармонической составляющей ряда;

$\varphi(i) = \frac{i \cdot 360 \cdot \pi}{n \cdot 180}$  - функция угла поворота при измерении в  $i$ -й точке.

8. Эксцентриситет отверстия в каждом измеренном сечении определяется по первой гармонической составляющей ряда:

$$\Delta_{ej} = \sqrt{A_{j,1}^2 + B_{j,1}^2} \quad (9)$$

Координаты центра вращения в каждом поперечном сечении отверстия  $X_j = A_{j,1}$  и  $Z_j = B_{j,1}$ . Эксцентricность отверстия  $\Delta_E$  принимается по условию  $\Delta_E = \max(\Delta_e)$

9. Овальность в поперечных сечениях определяется по второй гармонической составляющей ряда:

$$\Delta_{oj} = \sqrt{A_{j,2}^2 + B_{j,2}^2} \quad (10)$$

Овальность отверстия  $\Delta_O$  принимается по условию  $\Delta_O = \max(\Delta_o)$

10. Трехвершинная огранка определяется по третьей гармонической составляющей ряда:

$$\Delta_{3j} = \sqrt{A_{j,3}^2 + B_{j,3}^2} \quad (11)$$

Трехвершинность отверстия  $\Delta_T = \max(\Delta_3)$

11. Для оценки отклонения  $\Delta_{про}$  от прямолинейности оси отверстия исследуем вектор эксцентриситетов  $\Delta e_j$ , в предположении о том, что истинная ось отверстия расположена в цилиндре, радиус которого определяется совокупностью эксцентриситетов всех поперечных сечений измеряемого образца. Определяем выборочное математическое ожидание радиуса такого цилиндра по формуле:

$$Me = \frac{\sum_{j=1}^m \Delta e_j}{m} \quad (12)$$

Определяем дисперсию эксцентриситетов

$$De = \frac{\sum_{j=1}^m (\Delta e_j - Me)^2}{m-1} \quad (13)$$

В предположении нормального закона распределения величин эксцентриситетов, определяем максимальный радиус цилиндра, в котором находится истинная ось измеряемого отверстия. Отклонение  $\Delta_0$  определим как радиус такого цилиндра:

$$Re_{max} = Me + 3 \cdot \sqrt{De} \quad \Delta_{про} = Re_{max} \quad (14)$$

12. Для оценки отклонения  $\Delta_{ц}$  профиля продольного сечения цилиндрического отверстия исследуем матрицу отклонений  $L_{ij}$ , в предположении о том, что измеряемый цилиндр расположен внутри цилиндра, радиус которого определяется генеральной совокупностью зарегистрированных отклонений в каждом поперечном сечении образца.

Определяем выборочное математическое ожидание отклонений  $L$ :

$$\bar{L} = \frac{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n L_{i,j}}{m \cdot n} \quad (15)$$

Определяем выборочную дисперсию отклонений

$$DL = \frac{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n (L_{i,j} - \bar{L})^2}{m \cdot n - 1} \quad (16)$$

В предположении нормального закона распределения величины отклонений  $L$ , определяем максимальный и минимальный радиусы цилиндров, в которых находится отверстие. Отклонение  $\Delta_{ц}$  определим как разность радиусов таких цилиндров

$$L_{max} = \bar{L} + 3 \cdot \sqrt{DL}; \quad L_{min} = \bar{L} - 3 \cdot \sqrt{DL} \quad \Delta_{ц} = 6 \cdot \sqrt{DL} \quad (17)$$

План эксперимента включает следующий набор функций цели и варьируемых факторов. Целевые параметры:  $Y_1 = \Delta_E$  – эксцентricность отверстия, мм;  $Y_2 = \Delta_0$  – овальность отверстия, мм;  $Y_3 = \Delta_T$  – трехвершинная огранка отверстия, мм;  $Y_4 = \Delta_{по}$  – отклонение от прямолинейности оси отверстия, мм;  $Y_5 = \Delta_{ц}$  – отклонение от цилиндричности отверстия, мм. Варьируемые факторы:  $X_1 = \lambda$  – относительный натяг дорнования;  $X_2 = m$  – относительная толщина стенки;  $X_3 = \alpha$  – угол заборного конуса дорна, градусы.

Фактор  $X_1$  определяется как отношение абсолютного значения натяга  $i$  к номинальному диаметру отверстия  $D_0$  по формуле:

$$\lambda = \frac{D_d - D_0}{D_0} = \frac{i}{D_0} \quad (18)$$

Фактор  $X_2$  определяется как отношение наружного диаметра заготовки к номинальному диаметру отверстия  $D_0$  по формуле:

$$m = \frac{D_n}{D_o} \quad (19)$$

Факторы  $X_1, X_2, X_3$  являются управляемыми и могут быть установлены в заданных пределах на определенном уровне (таблица 1).

Таблица 1 - Пределы и уровни варьирования управляемых факторов

Фактор	Наименование	Размерность	Пределы варьирования	Кол-во уровней	Уровни фактора
X1	Относительный натяг	б/р	0,008..0,094	5	0,008; 0,016; 0,042; 0,063; 0,094
X2	Относительная толщина стенки	б/р	1,1..2	5	1,1; 1,25; 1,5; 1,82; 2
X3	Угол заборного конуса	град.	2..15	5	2; 4; 7; 10; 15

Полученные данные обработаны методом многофакторного регрессионного анализа (таблица 2), по результатам которого сделанные выводы:

Таблица 2 - Результаты многофакторного регрессионного анализа

№№ пп	Целевой параметр *	$B_0$	$B_1$ $X_1$	$B_2$ $X_2$	$B_3$ $X_3$	$B_4$ $X_1X_2$	$B_5$ $X_1X_3$	$B_6$ $X_2X_3$	$B_7$ $X_1X_2X_3$	$S^2_{ал}$ мм	$F_p^{**}$
		$t_0$	$t_1$	$t_2$	$t_3$	$t_4$	$t_5$	$t_6$	$t_7$		
Значимость фактора (да/нет) ( $t_{0,05}=1,658$ )											
1	$\Delta_E$	0,29	0,99	-0,119	0,003	-0,404	0,014	-0,001	-0,004	3e-4	9,63
		62,7	8,45	30,9	4,05	2,8	0,74	1,572	0,108		
		Да	Да	Да	Да	Да	Нет	Нет	Нет		
2	$\Delta_O$	0,18	0,64	-0,08	0,002	-0,251	0,011	-0,001	-0,002	2e-4	9,13
		61	8,8	29,8	3,64	2,48	1,05	1,414	0,074		
		Да	Да	Да	Да	Да	Нет	Нет	Нет		
3	$\Delta_T$	0,09	0,29	-0,022	0,002	-0,137	-0,011	-0,001	0,009	2e-5	6,56
		63,7	7,17	24,71	3,274	1,554	0,617	1,549	0,97		
		Да	Да	Да	Да	Нет	Нет	Нет	Нет		
4	$\Delta_{лo}$	0,32	0,95	-0,151	0,005	-0,287	-0,018	-0,002	0,010	3e-4	11,5
		72,8	8,88	33,8	4,344	1,221	0,174	1,176	0,3		
		Да	Да	Да	Да	Нет	Нет	Нет	Нет		
5	$\Delta_{ц}$	0,06	1,29	0,003	0,002	0,348	0,071	0,002	-0,062	2e-3	2,44
		45,3	12,6	0,562	3,60	0,49	0,94	0,64	0,77		
		Да	Да	Нет	Да	Нет	Нет	Нет	Нет		

\*  $Y=B_0+B_1 \cdot X_1+B_2 \cdot X_2+B_3 \cdot X_3+B_{12} \cdot X_1 \cdot X_2+B_{13} \cdot X_1 \cdot X_3+B_{23} \cdot X_2 \cdot X_3+B_{123} \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3$

\*\* Табличное значение критерия Фишера  $F_1=1,35$ . ( $P=0,95$ )

1. Все полученные регрессионные модели можно признать адекватными с вероятностью 0,95.

2. Коэффициенты факторов  $X_1, X_2, X_3$  в большинстве случаев являются статистически значимыми, то есть каждый технологический параметр процесса дорнования оказывает значимое влияние на точность обработанной поверхности. Исключение составляет фактор  $X_2$  для параметра цилиндричности.

3. Наиболее сильно влияющим фактором для всех выбранных параметров точности, кроме цилиндричности, является фактор X2 – относительная толщина стенки  $m$ . Влияние обратно пропорциональное, то есть, с увеличением относительной толщины стенки, погрешности отверстия уменьшаются.

4. Относительный натяг  $\lambda$  (фактор X1) значимо влияет на все параметры точности. С увеличением X1 погрешности увеличиваются.

5. Угол конуса дорна  $\alpha$  (фактор X3) наименее значительно, но влияет на все виды погрешностей. Влияние прямое, то есть с ростом угла конуса дорна следует ожидать увеличения погрешностей обработанного отверстия.

6. Отмечены случаи значительного влияния на точность отверстия взаимодействий факторов: на эксцентricность отверстия обратно влияет натяг и толщина стенки заготовки; на овальность отверстия обратно влияет натяг и толщина стенки заготовки;

На графиках рисунок 2 представлены некоторые результаты исследования формы влияния технологических параметров дорнования на погрешности обработанного отверстия.

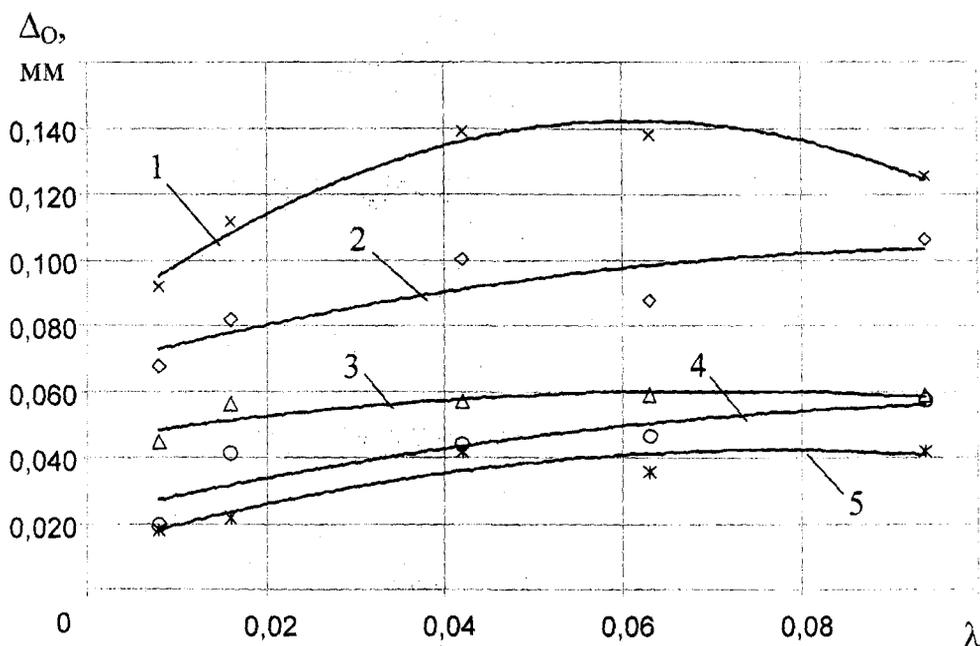


Рисунок 2 - Овальность  $\Delta_o$  обработанного отверстия в зависимости от относительного натяга дорнования  $\lambda$ . Угол конуса дорна  $\alpha=4^\circ$  при относительной толщине стенки  $m$ : 1 – 1,1; 2 – 1,25; 3 – 1,5; 4 – 1,82; 5 – 2

Следует отметить следующие наблюдаемые тенденции изменения погрешностей обработанного отверстия:

- с увеличением натяга дорнования овальность отверстия (рисунок 2) увеличивается тем сильнее, чем меньше относительная толщина стенки заготовки. На тонкостенных заготовках овальность достигает некоторого максимума в диапазонах относительных натягов 0,05-0,07. При натягах более 0,05 наблюдается тенденция к стабилизации овальности отверстия.

- применение больших углов конуса инструмента существенно не изменяет характер поведения овальности отверстия при увеличении натяга. Однако по абсолютной величине параметр овальности в среднем на 10-15 % больше, чем при дорновании с малыми углами конуса дорна.

- изгиб оси отверстия практически повторяет вышеуказанные тенденции при изменении натяга, толщины стенки и угла конуса дорна. Следовательно, можно сделать вывод о существенности зависимости между параметрами изгиба оси отверстия и овальности.

## ВЫВОД

Разработана методика проведения экспериментальных исследований, составлен план испытаний. Спроектирована измерительная система на базе станка с ЧПУ, с помощью которого производятся измерения отклонений датчика микроперемещений в ряде точек цилиндрической поверхности. Разработаны способы обработки полученной информации для оценки пяти параметров точности поверхности, основанные на методиках спектрального анализа функции погрешностей, статистических методов оценки разброса измеряемой величины. Результаты проведенного эксперимента представлены в виде многофакторных регрессионных моделей, с помощью которых выявлен состав статистически значимо влияющих на процесс факторов и их взаимодействий. Определены направления и степени влияния каждого фактора. По экспериментальным данным построены графики, позволяющие установить форму влияния каждого фактора на параметры точности поверхности.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XIV международной научно-технической конференции «Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2011».*

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Львовский, Е.Н. Статистические методы построения эмпирических формул [Текст] : учеб. пособие для вузов. – 2-е изд. перераб. и доп. / Е.Н. Львовский – М.: Высш. шк., 1988. – 239 с.: ил.
2. Денисов, В.К. Математическое обеспечение системы ЭВМ-экспериментатор (регрессионный и дисперсионный анализы) [Текст] / В.К. Денисов. - М.: Наука, 1977. - 251 с.
3. Объемное дорнование отверстий [Текст] / Ю.Г. Проскураков, В.Н. Романов, А.Н. Исаев – М.: Машиностроение, 1984. – 224 с., ил – (Б-ка технолога)
4. Исаев, А.Н. Механико-математическое моделирование формообразующих операций в процессах изготовления изделий из трубчатых заготовок [Текст] / А.Н. Исаев. - ГОУ Рост. гос. акад. с-х. машиностроения. Ростов н/Д, 2004. – 271 с.: ил.

**Лебедев Алексей Романович**  
Кандидат технических наук, доцент  
ФГОУ ВПО «Донской государственный технический университет»  
Тел: (863 2) 58-90-35, 33-98-45  
E-mail: [alex-diplom@mail.ru](mailto:alex-diplom@mail.ru)

**Исаев Альберт Николаевич**  
Доктор технических наук, профессор  
ФГОУ ВПО «Донской государственный технический университет»  
Тел: (863 2) 58-90-35  
E-mail: [anis101@yandex.ru](mailto:anis101@yandex.ru)

A.R. LEBEDEV, A.N. ISAEV

## STATISTICAL METHODS IN ESTIMATION OF EXACTNESS OF SURFACES, TREATED BY BURNISHING

*Methodology of experimental researches of exactness of sizes and form of the surfaces got Burnishing method of an aperture is examined in the article. The results of experiment are presented on research of influence of technological parameters of process on eccentricity, ovality and straightforwardness of axis of opening.*

*Key words: burnishing method of an aperture, exactness, harmonic analysis, deviations from a roundness, ovality, eccentricity, straightforwardness*

BIBLIOGRAPHY

- [1] Lvovsky E.N. Statistical methods of empirical formulas construction: Manual. The grant for technical colleges. – 2 publ. The reslave. & added. – M.: Vyssh shkola., 1988. – 239 p.: illustrated.
- [2] Denisov V. K. Software of system of the COMPUTER-EXPERIMENTER (regression and dispersion analyses).M.: Nauka, 1977, 251 p.
- [3] Volume burnishing apertures / Ju.G.Proskurjakov, V.N.Romanov, A.N.Isaev – M: mechanical engineering, 1984. – 224 p., illustrated – (Technologist's library)
- [4] Isaev A.N. Mehanik-modeling of form-building operations in tubular preparations products manufacturing processes/ ГОУ Rostov state academy a.c. Mechanical engineering. Rostov on Don, 2004. – 271 p.: illustrated

**Lebedev Alexey Romanovich**  
Cand. Tech. Sci., the senior lecturer  
FSEO HPE «Don state technical university»  
Tel: (863 2) 58-90-35, 33-98-45  
E-mail: [alex-diplom@mail.ru](mailto:alex-diplom@mail.ru)

**Isaev Albert Nikolaevich**  
Dr.Sci.Tech., professor  
FSEO HPE «Don state technical university»  
Tel: (863) 2605112, 9061836725  
E-mail: [anis101@yandex.ru](mailto:anis101@yandex.ru)

УДК 621.791.7:678.029.437

А.В. МАРКОВ, Ю.П. ЮЛЕНЕЦ

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ СВАРКИ ПЛАСТМАСС В НЕОДНОРОДНОМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОМ ПОЛЕ

*Рассмотрены математическая модель и метод расчета процесса высокочастотной сварки пластмасс в электродной системе с неоднородным распределением электрического поля. Метод предусматривает определение мгновенной удельной мощности внутренних источников тепла через емкость и напряжение на рабочем конденсаторе, не полностью заполненном свариваемым материалом. Приведён пример расчета температурного поля в материале в процессе высокочастотной сварки изделия сложной формы.*

**Ключевые слова:** математическая модель, высокочастотная сварка, пластмассы, электродная система, неоднородное электрическое поле, метод расчёта режима.

Высокочастотная (ВЧ) сварка пластмасс позволяет получить прочные сварные соединения, близкие по прочности к целому материалу. Основное преимущество метода заключается в быстром и локальном (в зоне свариваемого шва) прогреве соединяемых поверхностей без проплавления всего объема материала. Однако, для достижения такого результата требуется точное задание режимных параметров процесса – напряженности электрического поля или напряжения на рабочем конденсаторе и временной продолжительности сварки. Решение этой задачи осложнено отсутствием технических средств контроля температуры в области сварного соединения. Экспериментальные методы определения режима ВЧ-сварки хотя весьма трудоемки, но недостаточно точны. Методы расчета режимных параметров процесса разработаны для случая соединения деталей простой формы, сварка которых осуществляется в электрическом поле электродов плоскопараллельного рабочего конденсатора [1, 2]. Между тем в производственной практике все более широкое распространение находят изделия сложной формы, для сварки которых требуется применение электродных систем с неоднородным распределением электрического поля. В настоящей работе рассматривается задача расчета режима сварки пластмасс в неоднородном электрическом поле (на примере электродной системы вида «тонкое ребро против изолированной плоскости») – рисунок 1.

Представим сварочную технологическую оснастку в виде многослойной пластины «металл (высокопотенциальный электрод) – изолятор – свариваемый термопласт – металл (заземленный электрод)» и будем решать несимметричную тепловую задачу о нагреве термопласта в такой конструкции за счет его собственных диэлектрических потерь.

Распределение температуры в каждом слое описывается уравнением нестационарной теплопроводности с внутренними источниками тепла:

$$\frac{\partial T_i}{\partial \tau} = \frac{\lambda_i}{\rho_i c_{pi}(T_i)} \cdot \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} + \frac{p_i(T_i)}{c_{pi}(T_i) \rho_i} \quad (i=1,2,\dots,4) \quad (1)$$

с начальным условием

$$T = T_n \text{ при } \tau = 0 \quad 0 \leq x \leq x_4. \quad (2)$$

Здесь  $T$ ,  $T_n$  – соответственно локальная и начальная температура;  $x$  – текущая координата;  $x_i$  – координата границы слоя;  $\lambda$ ,  $c_p$ ,  $\rho$  – соответственно коэффициент теплопроводности, удельная теплоемкость и плотность материала слоя;  $i$  – номер слоя: 1 – металл, 2 – изолятор, 3 – термопласт, 4 – металл.

На внешних границах электродов теплообмен с окружающей средой пренебрежимо мал:

$$\left. \frac{\partial T_1}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad \left. \frac{\partial T_4}{\partial x} \right|_{x=x_4} = 0. \quad (3)$$

На границах слоев имеет место равенство температур и тепловых потоков (граничные условия четвертого рода):

$$T_i = T_{i+1} \quad \text{при} \quad x = x_i \quad (i = 1, 2, 3) \quad (4)$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial x} = \lambda_{i+1} \frac{\partial T_{i+1}}{\partial x} \quad \text{при} \quad x = x_i \quad (i = 1, 2, 3). \quad (5)$$

Удельная мощность  $p_i$  отлична от нуля только для третьего слоя (свариваемого термопласта):

$$p_1 = p_2 = p_4 = 0; \quad (6)$$

$$p_3(x) = 2\pi f \varepsilon_0 \varepsilon'_3(T) \operatorname{tg} \delta_3(T) E^2(x), \quad (x_2 \leq x \leq x_3), \quad (7)$$

где  $\varepsilon_0$  – абсолютная диэлектрическая проницаемость вакуума (воздуха);

$\varepsilon'_3 = \varepsilon'$ ,  $\operatorname{tg} \delta_3 = \operatorname{tg} \delta$  – соответственно относительная диэлектрическая проницаемость и тангенс угла диэлектрических потерь термопласта;

$E$  – локальная напряженность электрического поля в термопласте;

$f$  – частота ЭМ-поля.

Для решения задачи (1) – (7) требуется знать локальную напряженность электрического поля в термопласте, расчет распределения которой в заданной электродной системе (рисунок 1) представляет большие трудности. Поэтому воспользуемся следующим приближенным подходом.

При условии полного заполнения рабочего конденсатора мощность, выделяющаяся в термопласте за счет его собственных диэлектрических потерь, можно рассчитать по формуле:

$$P_3 = 2\pi f C_{p1} \operatorname{tg} \delta U_p^2, \quad (8)$$

а удельная мощность соответственно равна:

$$p_3 = \frac{P_3}{V_T}, \quad (9)$$

где  $C_{p1}$  – емкость рабочего конденсатора с материалом;

$U_p$  – напряжение на рабочем конденсаторе;

$V_T$  – объем термопласта в рабочем конденсаторе  $C_{p1}$ .

В рассматриваемом случае рабочий конденсатор заполнен материалом не полностью. Очевидно, что его емкость складывается из двух составляющих: емкости части рабочего конденсатора, полностью заполненной материалом  $C'_{p1}$ , и емкости части пустого рабочего конденсатора, которая остается свободной от материала в процессе сварки  $C''_{p10}$ . Соответственно эквивалентная электрическая схема сварочной технологической оснастки (рисунок 2) представляет собой цепочку из трех конденсаторов – конденсатора  $C_B$ , образованного ди-

электрическим вкладышем, и последовательно подключенной к нему цепи из двух параллельно соединенных конденсаторов  $C'_{p1}$  и  $C''_{p10}$ .

Для схемы на рисунке 2 справедливы следующие соотношения:

$$U_p = U_B + U'_p ; \quad C_{p1} = C'_{p1} + C''_{p10} ;$$

$$U'_p C_{p1} = U_B C_B \quad \text{при} \quad \text{tg} \delta \leq 0,3 ,$$

откуда

$$U'_p = \frac{U_B C_B}{C_{p1} + C_B} . \tag{10}$$

Емкость пустого рабочего конденсатора (без материала) в системе электродов «тонкое ребро против изолированной плоскости» может быть рассчитана по известной формуле [3]:

$$C_{p10} = \begin{cases} \varepsilon_0 \frac{4}{\pi} \ln \left( \frac{4}{m} \right) l , & \text{если } 0 < m < 0,3 , \\ 2\varepsilon_0 (2,035 - 1,45m) l , & \text{если } 0,3 \leq m \leq 0,9 , \end{cases} \tag{11}$$

Здесь

$$m = \frac{\frac{a}{d} + \sqrt{\left[ 1 + \left( \frac{b}{d} \right)^2 \right] + \left( \frac{a}{d} \right)^2}}{\left( 1 + \frac{b}{d} \right) \left[ \frac{a}{d} + \sqrt{1 + \left( \frac{a}{d} \right)^2} \right]} ,$$

- где  $2a$  – ширина плоского электрода;
- $b$  – высота электрода – ребра;
- $d$  – межэлектродное расстояние;
- $l$  – длина сварного шва.

Уточнить расчет по формуле (11) можно путем непосредственных измерений емкости, например, с помощью универсального измерительного моста Е7-4.

Общая емкость рабочего конденсатора  $C_{p1}$ , не полностью заполненного материалом (с деталями свариваемого изделия, установленными с технологическую оснастку), изменяется в цикле сварки, так как зависит от диэлектрической проницаемости  $\varepsilon'$  термопласта, являющейся функцией от температуры. Поэтому сначала находится (также путем измерений) значение емкости  $C_{p1}$  при фиксированной температуре  $T = 20^\circ\text{C}$ .

Выведем выражение для емкости  $C_{p1}$  в цикле сварки.

Обозначим емкость части пустого рабочего конденсатора, которая в процессе сварки будет занята материалом, как  $C'_{p10}$ . Тогда, очевидно, емкость части пустого рабочего конденсатора, которая остается незанятой материалом в процессе сварки, будет равна

$$C''_{p10} = C_{p10} - C'_{p10} .$$

Рассмотрим далее разность емкостей:

$$C_{p1} - C_{p10} = (C'_{p1} + C''_{p10}) - (C'_{p10} + C''_{p10}) = \varepsilon' C'_{p10} - C'_{p10} = (\varepsilon' - 1) C'_{p10} .$$

Из последнего равенства получается выражение для емкости  $C'_{p10}$ :

$$C'_{p10} = \frac{C_{p1} - C_{p10}}{\varepsilon' - 1} .$$

Выражение для общей емкости рабочего конденсатора  $C_{p1}$  как функции от температуры имеет вид:

$$C_{p1}(T_{cp}) = C'_{p1}(T_{cp}) + C''_{p10} = \varepsilon'(T_{cp}) C'_{p10} + C''_{p10} , \tag{12}$$

где  $T_{cp}$  – средняя температура термопласта.

Соотношение (12) дает возможность вычислять по формуле (10) мгновенное напряжение  $U_p'$  и, соответственно, по формуле (9) – мгновенную удельную мощность в термопласте в цикле сварки в заданной конструкции электродной системы.

Задачей расчета является определение временной продолжительности сварки  $\tau_{св}$  – времени достижения в сварном шве температуры текучести термопласта ( $T_3| x = x_s = T_{тек}$ ; здесь  $T_{тек}$  – температура текучести,  $x_s$  – координата сварного шва) при известных входных параметрах процесса – напряжении  $U_p$  и температуре  $T_n$ .

Задача (1) – (6), (9), (10), (12) решалась численно методом конечных разностей [4]. На рисунке 3 приведена полученная в результате расчета по формуле (17) зависимость  $C_{p1}(T_{cp})$  для случая сварки деталей из полиамида – 610. На рисунке 4 представлено рассчитанное по математической модели (1) – (6), (9), (10), (12) распределение температуры в термопласте по координате  $x$  в процессе ВЧ-сварки деталей в технологической оснастке с электродной системой заданного вида. Мощность  $P_3$  вычислялась по формуле (8), в которую вместо  $C_{p1}$  подставляли найденное в соответствии с рассмотренной методикой значение  $C'_{p1}$ .

Экспериментальная проверка показала, что режимы сварки, заданные на основе рассмотренного метода расчета, обеспечивают высокое качество продукции – герметичность готового изделия, механическую прочность соединения, близкую к целому материалу.

Рассмотренный метод позволяет рассчитывать режимы высокочастотной сварки пластмасс в электродной системе произвольной конструкции, в том числе с неоднородным распределением электрического поля. Особенностью метода является вычисление мгновенной удельной мощности, выделяющейся в термопласте за счет диэлектрических потерь, через напряжение и емкость на рабочем конденсаторе с учетом зависимости последней от степени его заполнения свариваемым материалом.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федорова, И.Г. Высоочастотная сварка пластмасс [Текст] / И.Г. Федорова, Ф.В. Безменов. – Л.: Машиностроение, 1990. – 80 с.
2. Волков, С.С. Сварка и склеивание полимерных материалов [Текст] / С.С. Волков. – М.: Химия, 2001. – 376 с.
3. Иоссель, Ю.Я. Расчет электрической емкости [Текст] / Ю.Я. Иоссель, Э.С. Кочанов, М.Г. Струнский. – Л.: Энергоатомиздат, 1981. – 288 с.
4. Самарский, А.А. Теория разностных схем [Текст] / А.А. Самарский. – М.: Наука, 1977. – 656 с.

**Марков Андрей Викторович**

Санкт-Петербургский государственный технологический институт (технический университет)  
 доктор технических наук, доцент, профессор кафедры процессов и аппаратов  
 190013, Санкт-Петербург, Московский пр., 26,  
 телефон: +7 921 1808268  
 E-mail: [markov-av@yandex.ru](mailto:markov-av@yandex.ru)

**Юленец Юрий Павлович**

Санкт-Петербургский государственный технологический институт (технический университет)  
 доктор технических наук, профессор, ведущий научный сотрудник  
 190013, Санкт-Петербург, Московский пр., 26,  
 телефоны: (812)316-47-14 (раб.), (812)701-94-23 (дом.), +7 911 1427172 (моб.).  
 E-mail: [prapp@lti-gti.ru](mailto:prapp@lti-gti.ru)

## MATHEMATICAL MODEL OF WELDING PROCESS OF PLASTICS IN NON HOMOGENEOUS HIGH FREQUENCY ELECTRIC FIELD

*A mathematical model and rating for high-frequency welding of plastic parts in engineering facilities including working condenser with non homogeneous electric field distribution is suggested. A method proposed provides the calculation of instant specific power via the capacitance and voltage of working condenser with regard to the latter is filled in with material incompletely. Welding time determination computing procedure is offered; it includes thermoplastic temperature field distribution in engineering facilities of assigned value.*

**Key words:** *mathematical model, high-frequency welding, plastics, engineering facilities, electrode system, non homogeneous electric field distribution, welding time computing procedure.*

### BIBLIOGRAPHY

- [1] Fedorova I.G., Bezmenov F.V. High-frequency's welding of plastic. – L: Mechanical engineering, 1990. – 80 p.
- [2] Volkov S.S. Welding and pasting of polymeric materials. – M.: Khimia, 2001. – 376 p.
- [3] Iossel Ju.Ya., Kochanov E.S., Strunsky M.G. Calculation of electric capacity. – L.: Energopromizdat, 1981. – 288 p.
- [4] Samarsky A.A. A theory of different schemes. – M.: Nauka, 1977. – 656 p.

**Markov Andrey Viktorovich**  
St.-Petersburg state tehnological institute (technical university)  
Dr.Sci.Tech., the senior lecturer, the professor of processes and devices chair  
190013, Saint-Petersburg, Moscovsky pr., 26,  
Tel: +7 9211808268  
E-mail: [markov-av@yandex.ru](mailto:markov-av@yandex.ru)

**Yulenets Yury Pavlovich**  
St.-Petersburg state tehnological institute (technical university)  
Dr.Sci.Tech., the professor conducting science employee  
190013, Saint-Petersburg, Moscovsky pr., 26,  
Tel: (812)316-47-14 (work.), (812)701-94-23 (home.),  
+7 9111427172 (mob.).  
E-mail: [prapp@lti-gti.ru](mailto:prapp@lti-gti.ru)

УДК 621.78

В.И. МУРАВЬЁВ, А.В. ФРОЛОВ, О.В. БАШКОВ, Д.А. СОКОЛОВ, А.М. МАРТЫНЮК

## ПРИМЕНЕНИЕ ЭФФЕКТОВ БЕЙНИТНОГО ПРЕДПРЕВРАЩЕНИЯ И ПРЕВРАЩЕНИЯ ДЛЯ ФОРМИРОВАНИЯ ОПТИМАЛЬНОЙ ДЕФЕКТНОЙ СТРУКТУРЫ СТАЛЕЙ НА НИЗКИХ МАСШТАБНЫХ УРОВНЯХ И УПРАВЛЕНИЯ ИХ МЕХАНИЧЕСКИМИ СВОЙСТВАМИ

*Представлены результаты исследования влияния длительности изотермической выдержки во время изотермической закалки в области бейнитного предпревращения и превращения на механические свойства и структуру стали 30ХГСА. Исследованы изотермические выдержки длительностью 5 сек ... 20 мин. Исследовались образцы в состоянии поставки, после двух-, трёх- и четырёхкратных предварительных закалок. Показано, что бейнитное превращение способствует выравниванию дефектной структуры материала, приближая его структуру и свойства к отпущенному состоянию. Работа в интервале бейнитного предпревращения позволяет в широком пределе управлять плотностью дефектной структуры и свойствами стали.*

**Ключевые слова:** *изотермическая закалка, бейнитное предпревращение, фазовое превращение, 30ХГСА, дефектная наноструктура, механические свойства.*

### ВВЕДЕНИЕ

Термическая обработка является неотъемлемой частью практически любого современного технологического процесса изготовления стальных конструкций. Операции закалки

и отпуска позволяют в широких пределах управлять плотностью дислокаций и, следовательно, механическими свойствами сплава. Но в результате классических технологий непрерывной закалки в материале формируется дислокационная структура со значительной неравномерностью распределения дефектов, особенно на низких масштабных уровнях (мезо- и нано-). То есть при сохранении требуемой плотности дислокаций на макроуровне, в отдельных локальных объёмах материала образуется дислокационная структура с закритической степенью плотности дефектов. В связи с чем эти локальные зоны фактически представляют собой зародыши микротрещин и обуславливают повышенную хрупкость материала [1]. Для исключения этого эффекта в практике широко применяется операция отпуска, которая способствует выравниванию дислокационной структуры на всех масштабных уровнях за счёт повышения диффузионной подвижности дефектов, что приводит к значительному повышению характеристик пластичности и вязкости. Но в процессе отпуска происходят процессы распада мартенсита, а плотность дислокационной структуры значительно снижается, что приводит к снижению показателей прочности и твёрдости. Поэтому с позиций классической дислокационной теории прочности не представляется возможным одновременное улучшение прочностных и пластических характеристик стали.

Но известно, что на стадии фазового предпревращения (инкубационного периода) наблюдается значительное ослабление межатомных связей при сохранении структуры материала. В результате чего повышается диффузионная подвижность атомов, дислокаций, границ зёрен и других элементов структуры стали. Эти явления служат причиной субкритической сверхпластичности сплавов [2] и ряда других эффектов. Таким образом представляет практический интерес использование эффектов фазовых предпревращений при термической обработке стали для сохранения высокой плотности дислокаций с выравниванием дефектной структуры в мезо- и нанобъёмах для сохранения высокой прочности материала с одновременным повышением его пластических свойств.

Известны положительные результаты использования эффектов аустенитного предпревращения и превращения при закалке сталей [3 - 4]. Также частично исследовано влияние бейнитного превращения на свойства быстрорежущих сталей [1]. При сравнении технологий термической обработки с использованием эффектов фазовых предпревращений предпочтение можно отдать технологии закалки с изотермической выдержкой в интервале бейнитного предпревращения по следующим причинам. С одной стороны, изотермическая выдержка в интервале бейнитного предпревращения позволяет снизить скорость охлаждения заготовки и, в результате, снизить термические напряжения [2]. С другой стороны, скорость процессов фазовых предпревращений достаточно велика и зависит от температуры стали, поэтому снижение температуры изотермической выдержки до интервала бейнитного превращения позволяет замедлить процессы фазового предпревращения и, следовательно, доводить сплав до требуемой стадии полиморфного превращения с большей точностью.

В связи с вышеизложенным, представляет значительный научный и практический интерес более полное изучение процессов бейнитного предпревращения и превращения, а также их влияния на структуру и свойства сталей с целью совершенствования технологий термической обработки, позволяющих повысить пластические характеристики материала при сохранении высоких прочностных показателей.

### **МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА**

В работе исследования проводились на трубных образцах из стали 30ХГСА. Размеры образцов: внутренний диаметр – 8 мм; наружный диаметр – 10 мм; длина – 15 мм.

Исследовались проводились на образцах в состоянии поставки, а также на образцах после их предварительных многократных закалок. Предварительные закалки выполнялись с целью повышения плотности дефектной структуры по следующей технологии: нагрев в расплаве солей 50 % NaCl + 50 % KCl со средней скоростью 700 К/с до температуры 900°С; выдержка 2 мин.; закалка в солёной воде с температурой 6°С. Повторные закалки выполнялись по вышеописанной технологии, но с выдержкой при температуре аустенизации 10 сек [4].

Изотермическая закалка выполнялась по следующей технологии: нагрев образцов в расплаве солей до температуры 900°C; выдержка при температуре аустенизации 2 мин (для холоднодеформированных образцов) и 10 сек (для предварительно закалённых образцов); охлаждение в щелочном расплаве NaOH + KOH с температурой 380°C; изотермическая выдержка 5 сек ... 20 мин; охлаждение в солёной воде с температурой 6°C. Выбранные изотермические выдержки соответствовали различным стадиям бейнитного предпревращения и превращения (рисунок 1).

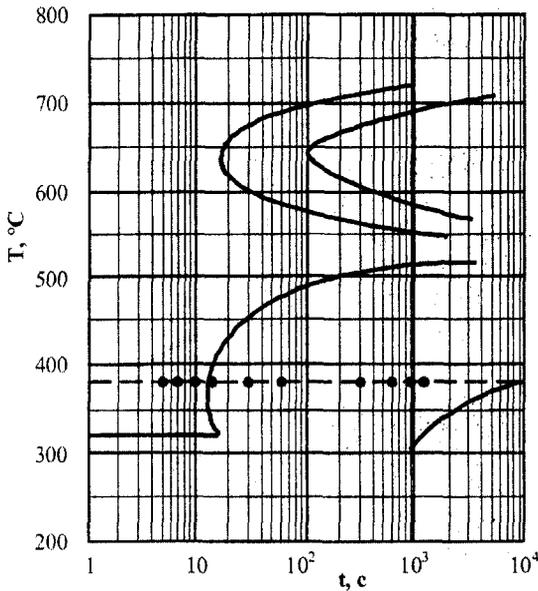


Рисунок 1 - Диаграмма изотермического распада переохлаждённого аустенита в стали 30ХГСА с исследованными длительностями изотермических выдержек

После термической обработки образцы подвергались механическим испытаниям на сплющивание по ГОСТ 8695-75 до полного разрушения. Испытания проводились на машине INSTRON 3382K7046. По диаграммам нагружения (нагрузка – деформация) определялись следующие механические характеристики образца: нагрузка в момент образования трещины ( $P_{тр}$ ), кН; деформация трубы (изменение внешнего диаметра) в момент появления трещины ( $h_{тр}$ ), мм. Момент появления первой трещины определялся с использованием метода акустической эмиссии [5 - 6].

Кроме испытания на сплющивание в ходе экспериментов проводился микроструктурный анализ с использованием металлографического микроскопа Planar MICRO200; измерялась твёрдость образцов по методу Роквелла (HRC); микротвёрдость по ГОСТ 9450-76 с применением четырёхгранной алмазной пирамиды на

микротвёрдомере Shimadzu HNV-2T; производилось определение упругой составляющей внутренней энергии (энергии Гиббса) [7] по результатам измерения микротвёрдости  $HV_{0,01/5}$ ,  $HV_{0,025/5}$ ,  $HV_{0,05/5}$ ,  $HV_{0,1/5}$ ,  $HV_{0,2/5}$ . Анализ энергии Гиббса производился для косвенной оценки плотности дефектной структуры (более высокая плотность дефектов соответствует большей внутренней энергии).

### РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Экспериментальные данные показывают, что изотермические выдержки, соответствующие стадии бейнитного предпревращения (5 ... 10 сек.) вызывают одновременное повышение пластических характеристик (рисунок 2) и прочностных (рисунок 3) при незначительном изменении твёрдости (рисунок 4) и некотором снижении внутренней энергии (рисунок 5). При этом низкая прочность стали, закалённой по традиционной технологии непрерывной закалки (изотермическая выдержка 0 сек.), связана с хрупким характером разрушения образцов и их разрушением в области упругой деформации. Интересно, что предварительные закалки позволяют дополнительно повысить плотность дефектной структуры, что выражается в повышении прочности, твёрдости и внутренней энергии.

Особое внимание заслуживает выдержка длительностью 10 сек., соответствующая границе бейнитного превращения, которая обеспечивает упорядочение внутренней дефектной структуры стали, исключая зоны с закритической степенью плотности дислокаций, но с сохранением высокой плотности дефектов по всему объёму материала. В результате описываемый режим изотермической закалки позволяет получить максимальную прочность стали, высокую твёрдость при достаточной пластичности и внутренней энергии.

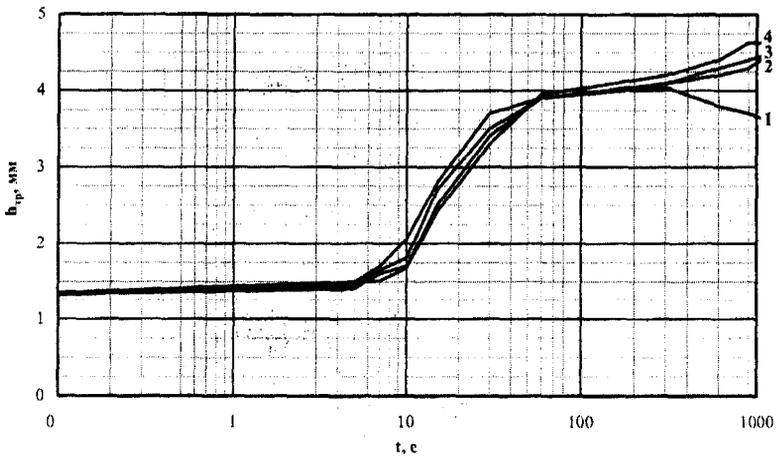


Рисунок 2 - Зависимость пластичности стали 30ХГСА от длительности изотермической выдержки при температуре бейнитного превращения: 1 – традиционная изотермическая закалка; 2 – изотермическая закалка после 2-х кратной закалки; 3 – изотермическая закалка после 3-х кратной закалки; 4 – изотермическая закалка после 4-х кратной закалки

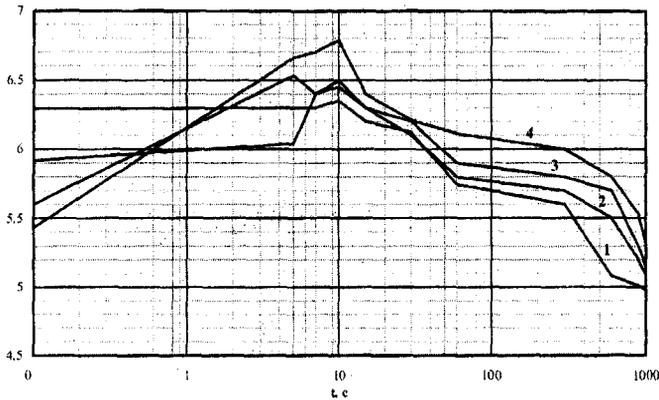


Рисунок 3 - Зависимость прочности стали 30ХГСА от длительности изотермической выдержки при температуре бейнитного превращения: 1 – традиционная изотермическая закалка; 2 – изотермическая закалка после 2-х кратной закалки; 3 – изотермическая закалка после 3-х кратной закалки; 4 – изотермическая закалка после 4-х кратной закалки

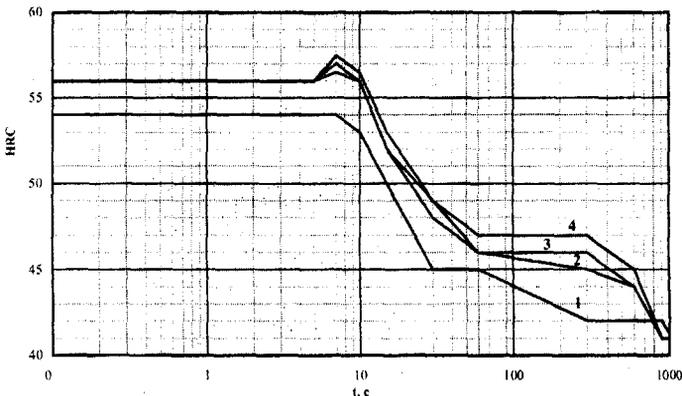
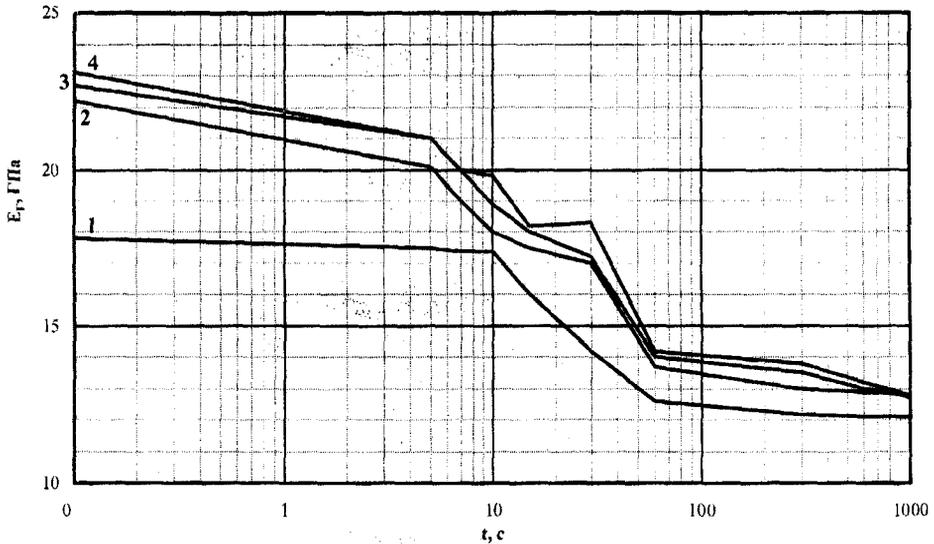
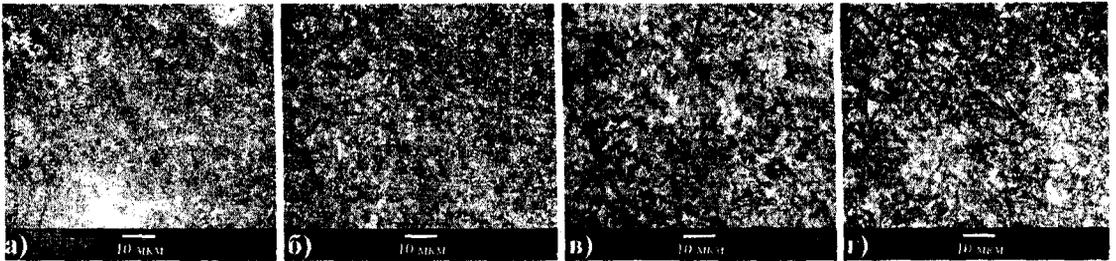


Рисунок 4 - Зависимость твёрдости стали 30ХГСА от длительности изотермической выдержки при температуре бейнитного превращения: 1 – традиционная изотермическая закалка; 2 – изотермическая закалка после 2-х кратной закалки; 3 – изотермическая закалка после 3-х кратной закалки; 4 – изотермическая закалка после 4-х кратной закалки



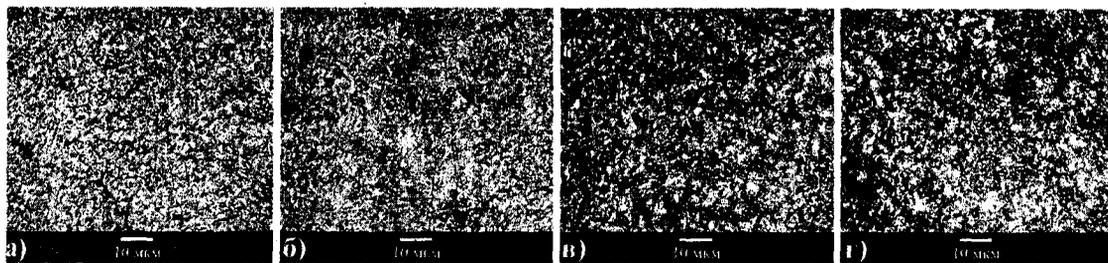
**Рисунок 5 - Зависимость внутренней энергии (энергии Гиббса) стали 30ХГСА от длительности изотермической выдержки при температуре бейнитного превращения: 1 – традиционная изотермическая закалка; 2 – изотермическая закалка после 2-х кратной закалки; 3 – изотермическая закалка после 3-х кратной закалки; 4 – изотермическая закалка после 4-х кратной закалки**

Изотермические выдержки 10 ... 15 сек. соответствуют стадии начала бейнитного превращения, а выдержки 15 ... 60 сек. – стадии активного бейнитного превращения. Работа в этом интервале выдержек приводит к формированию новой бейнитной структуры (рисунок 6) и практически максимальной релаксации внутренних напряжений (рисунок 5), что проявляется в значительном повышении пластических свойств стали, снижении прочности и значительном снижении твёрдости. При этом полученная в результате предварительных закалок мелкозернистая структура после бейнитного превращения обеспечивает большие показатели прочности и твёрдости при сопоставимых показателях пластичности по сравнению с традиционной изотермической закалкой.



**Рисунок 6 - Микроструктуры предварительно закалённой стали 30ХГСА при различных длительностях выдержек во время изотермической закалки в интервале бейнитного превращения: а – 7 сек., б – 10 сек., в – 15 сек., г – 30 сек**

Изотермические выдержки длительностью 1 ... 5 мин. соответствуют стадии стабильного бейнитного превращения, а выдержки более 5 мин. соответствуют заключительной стадии фазовой трансформации, на которых наблюдается практически только рост размера бейнитных зёрен (рисунок 7). Это сопровождается повышением пластических характеристик стали. Важно, что пластические характеристики предварительно закалённых образцов выше благодаря их более совершенной структуре. Кроме того, на рассматриваемой стадии наблюдается снижение показателей прочности и твёрдости практически до уровня отпущенной стали.



*Рисунок 7 - Микроструктуры холоднореформированной стали 30ХГСА при различных длительностях выдержек во время изотермической закалки в интервале бейнитного превращения: а – 1 мин., б – 5 мин., в – 10 мин., г – 20 мин*

В результате изотермической закалки с выдержками 20 мин. и более получается классическая бейнитная структура с относительно низкой концентрацией дефектов, высокими показателями пластичности и низкими характеристиками прочности и твёрдости. При этом механические характеристики образцов становятся сопоставимы вне зависимости от вида их предварительной обработки.

### ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ

1. Изотермическая закалка в интервале фазовых предпревращений и превращений представляется перспективным инструментом формирования дефектной структуры на низких масштабных уровнях, обеспечивающей требуемые механические характеристики.

2. Закалка с изотермическими выдержками на границе бейнитного превращения позволяет оптимизировать дефектную структуру материала, исключив зоны с закритической степенью плотности дефектов с сохранением высокой концентрации дислокаций. При этом сохраняется мартенситная структура и обеспечивается сочетание высоких прочностных показателей с повышенными характеристиками пластичности.

3. Предварительные закалки позволяют дополнительно повысить плотность дислокационной структуры, обеспечивая более высокие показатели прочности при сопоставимых показателях пластичности. В практике для обеспечения оптимальных механических характеристик достаточно двух предварительных закалок.

4. Представляет интерес более детальное изучение выявленных закономерностей и опробование результатов на других марках конструкционных сталей.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Муравьев, В.И. Изотермическая закалка как инструмент наноформирования дефектной структуры стали P18 для улучшения эксплуатационных характеристик режущего инструмента [Текст] / В.И. Муравьев, А.В. Фролов, А.М. Злыгостев [и др.]. - *Металлообработка*, 2009. - № 2. - С. 50 – 57.
2. Гуляев, А.П. *Металловедение* [Текст] / А.П. Гуляев. - М.: *Металлургия*, 1986. - 544 с.
3. Муравьев, В.И. Повышение эффективности технологий термической обработки сталей с использованием эффектов аустенитного предпревращения и метода акустической эмиссии [Текст] / В.И. Муравьев, А.В. Фролов, Э.А. Дмитриев [и др.]. - *Фундаментальные проблемы современного материаловедения*, 2011. - № 4. - С. 83 – 89.
4. Муравьев, В.И. Влияние аустенитного предпревращения на формирование дефектной наноструктуры и свойства стали 30ХГСА [Текст] / В.И. Муравьев, А.В. Фролов, О.В. Башков [и др.]. - *Металлургия машиностроения*, 2012. - № 1. - С. 32 – 36.

5. Семашко, Н.А. Акустическая эмиссия при решении некоторых вопросов авиационного производства [Текст] / Н.А. Семашко, В.И. Муравьев, А.В. Фролов [и др.]. - Авиационная промышленность, 2004. - № 2. - С. 85 - 89.

6. Семашко, Н.А. Акустическая эмиссия в исследовательской практике пластической деформации и разрушения материалов [Текст] / Н.А. Семашко, В.И. Муравьев, А.В. Фролов [и др.]. - Материаловедение, 2004. - № 7. Специальный выпуск. - С. 36 - 40.

7. Шпилёва, А.А. Разработка количественных структурно-энергетических показателей микроструктуры поликристаллических материалов [Текст] : автореферат дисс. ... канд. техн. наук А.А. Шпилёва / - Комсомольск-на-Амуре: ГОУВПО «КНАГТУ», 2009. - 22 с.

**Муравьев Василий Илларионович**

ФГБОУВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет», г.Комсомольск-на-Амуре

Доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Технология сварочного производства»

E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Фролов Алексей Валерьевич**

ФГБОУВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет», г.Комсомольск-на-Амуре

Кандидат технических наук, доцент

E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Башков Олег Викторович**

ФГБОУВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет», г.Комсомольск-на-Амуре

Кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Материаловедение и технология новых материалов»

E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Соколов Дмитрий Александрович**

ФГБОУВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет», г.Комсомольск-на-Амуре

Аспирант

E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Мартынюк Алексей Михайлович**

ФГБОУВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет», г.Комсомольск-на-Амуре

Аспирант

E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

V.I. MURAVYEV, A.V. FROLOV, O.V. BASHKOV, D.A. SOKOLOV, A.M. MARTINUK

## **APPLICATION THE BAINITE TRANSFORMATION AND PRETRANSFORMATION PHENOMENONS FOR FORMING THE LOW-LEVEL OPTIMUM STEEL DEFECT STRUCTURE AND STEEL MECHANICAL PROPERTIES CONTROL**

*There are the results of research of influence the isothermal delay in bainitic hardening on chromansil mechanical properties and structure in the paper. It was researched the isothermal delay from 5 sec to 20 min. It was researched the supply condition samples and samples after double, triple and quadruple hardening. It is shown, the bainite transformation result to material defect structure grading, and approximate the steel structure and properties to tempered condition. The bainite pretransformation conditions allow to wide range control the defect structure density and mechanical properties.*

**Keywords:** *Bainitic hardening, bainite pretransformation, phase transformation, chromansil, defect nanostructure, mechanical properties.*

### **BIBLIOGRAPHY**

[1] Muravyev, V.I. Bainitic hardening as tool of nanoforming the R18 steel defect structure for cutting tool performance characteristics improvement [Text] / V.I. Muravyev, A.V. Frolov, A.M. Zligostev, etc. - Metal treating, 2009. - № 2. - Pp. 50 - 57.

[2] Gulyaev, A.P. Metal science [Text] / A.P. Gulyaev. - Moscow: Metallurgy, 1986. - 544 p.

[3] Muravyev, V.I. The heat-treatment technology efficiency improvement by appliance the austenite pretransformation phenomenons and acoustic emission method [Text] / V.I. Muravyev, A.V. Frolov, E.A. Dmitriev, etc. // Fundamental problems of modern material science, - 2011. - № 4. - Pp. 83 - 89.

[4] Muravyev, V.I. Influence the austenite pretransformation to defect nanostructure forming and characteristics of chromansil [Text] / V.I. Muravyev A.V. Frolov, O.V. Bashkov, etc. // Metallurgy of machinery industry, 2012. - № 1. - Pp. 32 - 36.

[5] Semashko, N.A., Muravyev V.I., Frolov A.V. and other. Acoustic emission in some problems of aircraft building [Text] / N.A. Semashko, V.I. Muravyev, A.V. Frolov // Aircraft industry, 2004. - № 2. - Pp. 85 - 89.

[6] Semashko, N.A. Acoustic emission in research of material plastic flow and damage [Text] / N.A. Semashko, V.I. Muravyev, A.V. Frolov, etc // – Material science, 2004. - № 7. - Special issue. – Pp. 36 – 40.

[7] Shpilyeva, A.A. Development the numerical structure-energy parameters of the microstructure of polycrystalline materials: Summary of a dissertation for the degree of candidate of technical sciences [Text] / A.A. Shpilyeva. – Komsomolsk-on-Amur: Komsomolsk-on-Amur state technical university, 2009. – 22 p.

**Muravyev Vasily**

Komsomolsk-on-Amur state technical university, Komsomolsk-on-Amur  
Doctor in engineering, full professor,  
professor of the welding engineering  
technology department  
E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Frolov Alexey**

Komsomolsk-on-Amur state technical university, Komsomolsk-on-Amur  
PhD in engineering, doctor in engineering candidate  
E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Bashkov Oleg**

Komsomolsk-on-Amur state technical university, Komsomolsk-on-Amur  
PhD in engineering, associate professor,  
associate professor of material  
technology and new materials  
technology department  
E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Sokolov Dmitry**

Komsomolsk-on-Amur state technical university, Komsomolsk-on-Amur  
PhD candidate  
E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

**Martinuk Alexey**

Komsomolsk-on-Amur state technical university, Komsomolsk-on-Amur  
PhD candidate  
E-mail: [ktsp@knastu.ru](mailto:ktsp@knastu.ru).

---

# КОНСТРУИРОВАНИЕ РАСЧЕТЫ И МАТЕРИАЛЫ

УДК 629.4.014.22

А.П. БУЙНОСОВ, В.А. ТИХОНОВ

## МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ РЕСУРСА БАНДАЖЕЙ КОЛЕСНЫХ ПАР ЛОКОМОТИВОВ

*В статье приведена методика прогнозирования ресурса бандажей колесных пар локомотивов основанная на полиномиальной зависимости контролируемых параметров от пробега. Приведены результаты расчета ресурса до обточки бандажей по максимальному износу гребня колесных пар электровозов ВЛ11 по существующей и предлагаемой методикам.*

*Ключевые слова:* локомотив, колесная пара, бандаж, ресурс, методика, полиномиальная регрессия.

В России в начале 80-х годов срок службы бандажей колесных пар локомотивов составлял 6–7 лет, а в 90-е годы XX века он сократился до 2–3 лет. Отказы по износу колес занимают «ведущее место» среди других технических отказов в эксплуатации локомотивов [1].

Ресурс колесных пар определяется периодичностью технического обслуживания ТО-4, на котором производится обточка бандажей с целью восстановления профиля, а также периодичности ремонтов ТР-3, на которых производится замена полностью изношенных бандажей [2].

Для того чтобы прогнозировать процесс изнашивания бандажей колесных пар и определить их ресурс, необходимо построить аналитические зависимости числовых характеристик среднего значения  $M_y$  и среднеквадратического отклонения  $\sigma_y$  контролируемых параметров от наработки (пробега  $L$ ).

При проведении исследований в различных депо было выявлено, что износ элементов пары «колесо – рельс» отражает приработочный период, нормальную работу и старение (интенсивный износ). С помощью стратегии ремонтов (переточек) колес попадание их в третий этап – старение, как правило, не допускается. Однако специфика работы колесной пары такова, что при одном фиксированном элементе пары второй – всегда переменный [3].

Без учета изменений, происходящих в поверхностном слое элементов колесной пары (наклеп, раскат и др.), это должно приводить к регулярной смене этапов (приработка – нормальная работа), до тех пор, пока на некотором интервале времени поверхности пар не станут эквидистантными. В этом случае интенсивность износа рабочих поверхностей значительно уменьшается и для этого интервала становится практически постоянной. При этом происходят благоприятные изменения в поверхностном слое элементов пары: раскат, наклеп, шлифовка, что в некоторый момент времени заметно уменьшает интенсивность износа, которая достаточно долго остается без изменений [4].

В общем виде кривая износа имеет вид, приведенный на рисунке 1.

Наиболее продолжительным является период нормальной эксплуатации, он характеризуется наименьшей и постоянной величиной интенсивности износа. Как считалось ранее [5], на практике значения контролируемых параметров изнашиваемых деталей локомотивов замеряют не чаще, чем при ТР-1, а период приработки после восстановления бандажей и ремонте ТР-3, СР или КР заканчивается уже к первому ТР-1.

Допуски на значения контролируемых параметров  $Y_{доп}$  эмпирически установлены целью исключения из эксплуатационного цикла бандажа колесной пары периода усиленного износа. Поэтому значения контролируемых параметров представляют только второй участок функции – период нормальной эксплуатации, где зависимость контролируемых параметров

от пробега близка к линейной. Об этом свидетельствует анализ полей корреляции числовых характеристик контролируемых параметров, представленных в [3].

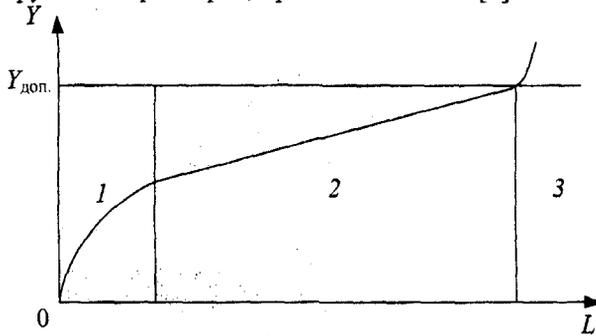


Рисунок 1 – Зависимость величины износа бандажей колесных пар от пробега:  
1 – приработочный период; 2 – период нормальной эксплуатации; 3 – период усиленного износа

В настоящее время в ремонтных локомотивных депо, в региональных дирекциях по ремонту тягового подвижного состава, на локомотиворемонтных заводах и железнодорожных цехах промышленных предприятий используется разработанная методика анализа изменения значений контролируемых параметров бандажей колесных пар от наработки, при этом используется линейное изменение значений величин проката, толщины гребня и бандажа от пробега, определяется 90 %-ный ресурс бандажей колесных пар до обточки и смены [3, 5–7].

Однако, при обточке без выкатки колесных пар из-под локомотива в депо не всегда полностью восстанавливают полную конфигурацию профиля поверхности катания бандажей, оставляя при этом «черновину» как на рабочей поверхности гребня, так и по кругу катания [5]. Поэтому, для более точного прогнозирования износа бандажей колесных пар локомотивов в эксплуатации необходимо определять:

- не саму величину проката, а величину нарастания проката (разность между замером и прокатом оставляемом после обточки бандажей);
- износ гребня (разница между замером толщины гребня и толщиной гребня оставляемой при обточке);
- уменьшение толщины бандажа (разница между начальной толщиной бандажа и толщиной бандажа на момент замера).

При этом все значения контролируемых параметров бандажей колесных пар будут увеличиваться с увеличением пробега локомотивов, что, кроме того, становится более наглядным для проведения анализа нарастания проката, износа гребня и уменьшения толщины бандажа.

Как известно, выборки контролируемых параметров узлов механической части локомотивов, к которым относятся и бандажи колесных пар, подверженных износу, с высокой точностью описываются нормальным законом распределения [3]. В этом случае плотность распределения записывается в виде:

$$f(y) = \frac{1}{\sigma_y \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(y-M_y)^2}{2\sigma_y^2}},$$

- где  $M_y$  – математическое ожидание контролируемого параметра;
- $\sigma_y$  – среднеквадратическое отклонение контролируемого параметра;
- $y$  – текущее значение контролируемого параметра.

Таким образом, прогнозирование ресурса осуществляется с помощью нормального закона распределения числовых характеристик контролируемых параметров бандажей на основании построенных зависимостей среднего значения  $M_y$  и среднеквадратического отклонения  $\sigma_y$  от пробега  $L$ .

В качестве примера приведен статистический анализ величины износа гребней бандажей на основании материала, собранного в результате замеров бандажей колесных пар электровозов ВЛ11 в ремонтном локомотивном депо Пермь (ТЧР-33) Свердловской дирекции по ремонту тягового подвижного состава) при проведении технического обслуживания ТО-2 в период с декабря 2010 г. по май 2011 г. Бандажи колесных пар были обточены по профилю ДМетИ ЛР и на момент производства замеров имели среднюю начальную толщину бандажа 70 мм.

Объемы выборок значений износа гребня бандажей колесных пар электровозов ВЛ11 депо Пермь приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Объемы выборок контролируемых параметров бандажей колесных пар электровозов ВЛ11

Наименование контролируемого параметра	Объемы выборок, N	
	минимально необходимые	собранные и использованные в расчете
Износ гребня	143	2525

Как видно из таблицы 1, объем полученной выборки значительно превышает минимально необходимый объем выборки, необходимый для получения достоверных результатов, который, однако, оплачен результатами большого труда по сбору значений износа гребня бандажей колесных пар электровозов ВЛ11 в депо Пермь. Это способствует повышению достоверности результатов статистического анализа и прогнозирования износа гребня бандажей колесных пар локомотивов.

Статистические значения математического ожидания и среднеквадратического отклонения получены на основе построенной эмпирической зависимости числовых характеристик контролируемого параметра бандажей от пробега. Пробег от момента восстановления исходного профиля до момента замера для каждого локомотива определялся по книгам регистрации эксплуатационных показателей и формам ТХО-5.

С увеличением пробега колесной пары происходит возрастание вероятности отказа. В каждый конкретный момент вероятность того, что колесная пара при наработке  $L_i$  находится в неработоспособном состоянии, соответствует заштрихованной площади кривой распределения  $f(y)$  над границей  $Y_{доп}$  (рисунок 2).

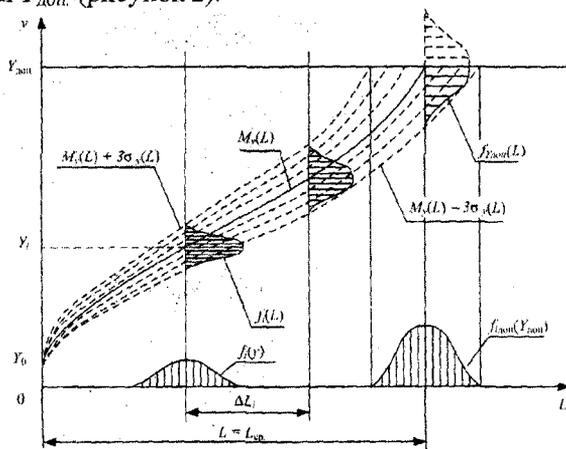


Рисунок 2 – Схема формирования постепенных отказов связей

В настоящее время для оценки ресурса бандажей колесных пар используется модель, основанная на линейной зависимости изменения значений числовых характеристик контролируемых параметров от пробега [8, 9]:

$$y(L) = A + B \cdot L,$$

где  $A$  и  $B$  – коэффициенты, определяемые по методу наименьших квадратов.

При этом линейная функция составляется отдельно для зависимостей математического ожидания и среднеквадратического отклонения от пробега, полученных при аппроксимации эмпирических зависимостей  $M_y^*(L)$  и  $\sigma_y^*(L)$ , соответственно.

$$y(L) = \begin{cases} M_y(L) & \text{– при аппроксимации зависимости } M_y^*(L); \\ \sigma_y(L) & \text{– при аппроксимации зависимости } \sigma_y^*(L). \end{cases}$$

Использование линейной аппроксимации основывался на предположении, что период приработки поверхности бандажа к поверхности рельса составляет относительно малую часть эксплуатационного цикла. С учетом приведенного выше материала, это позволяет рассматривать процесс изнашивания бандажей колесных пар по линейной зависимости от пробега, определяющую только период нормальной эксплуатации.

Результаты расчета коэффициентов уравнений линейных регрессий износа гребня от пробега по существующей методике [3] приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Коэффициенты уравнений линейной регрессии износа гребней бандажей колесных пар от пробега электровозов ВЛ11

Зависимость	Коэффициенты уравнений регрессии		Коэффициент корреляции, $R_{y1}$	Остаточная дисперсия, $S_0^2, \text{мм}^2$
	$A, \text{мм}$	$B, \text{мм}/10^4 \text{ км}$		
$M_y(L)$	0,087	0,410	0,930	0,262
$\sigma_y(L)$	0,343	0,140	0,823	0,151

Однако, в этом случае не учитывается ряд факторов: техническое состояние пути и локомотива, режим ведения поезда и другие. Их действие приводит к увеличению по времени периода приработки и более позднему наступлению периода нормальной эксплуатации, раннему наступлению периода усиленного износа. Опытным путем было установлено, что в различных депо для локомотивов разных серий наступление различных периодов (рисунок 1) происходит при разной величине износа бандажа. Применение линейной функции для всех без исключения случаев снижает точность прогноза износа бандажей колесных пар локомотивов.

Указанных недостатков лишена модель, основанная на полиномиальной функции. При этом зависимости математического ожидания  $M_y(L)$  и среднеквадратического отклонения  $\sigma_y(L)$  от пробега аппроксимируются в виде полиномов:

$$y(L) = \sum_{i=0}^m (A_i \cdot L^i).$$

где  $A_i$  – коэффициенты полиномов;

$m$  – порядок полинома.

Определение коэффициентов полиномов производится по методу наименьших квадратов [3]:

$$\begin{cases} \sum_{k=0}^m \left[ A_k \cdot \sum_{i=0}^n L_i^{k+0} \right] = \sum_{i=0}^n (Y_i \cdot L_i^0), \\ \sum_{k=0}^m \left[ A_k \cdot \sum_{i=0}^n L_i^{k+1} \right] = \sum_{i=0}^n (Y_i \cdot L_i^1), \\ \dots \dots \dots \\ \sum_{k=0}^m \left[ A_k \cdot \sum_{i=0}^n L_i^{k+n} \right] = \sum_{i=0}^n (Y_i \cdot L_i^n) \end{cases}$$

Поскольку величина износа гребня, нарастания проката или уменьшения толщины бандажа с ростом пробега может только увеличиваться, полиномиальная функция должна

быть монотонно возрастающей на всем исследуемом промежутке от момента восстановления конфигурации профиля поверхности катания  $L(Y_0)$  до пробега (рисунок 2), при котором достигается допустимое в эксплуатации значение контролируемого параметра  $L(Y_{доп.})$ .

$$\frac{dM_y(L)}{L} \Big|_{L(Y_0)}^{L(Y_{доп.})} > 0. \tag{1}$$

Вид искомой характеристики, полученной в результате аппроксимации, во многом определяется порядком полиномиальной функции  $p$ . Большие значения  $p$  увеличивают коэффициент корреляции  $R_{y1}$ , однако при чрезмерно высоких значениях невозможно достичь монотонности функции. Таким образом, необходимо определить оптимальную степень полинома, позволяющую максимально точно описать заданную выборку  $Y(L)$ .

Дисперсия выборки значений объемом  $(n + 1)$  от аппроксимированной полиномиальной функции определяется как:

$$S_0^2 = \frac{1}{n - m} \sum_{i=1}^n (Y^{**}(L_i) - Y_i)^2;$$

где  $Y^{**}(L_i)$  – значения аппроксимированной функции параметра от значений пробега, заданных исходной выборкой;

$Y_i$  – заданные исходной выборкой детерминированные значения параметра.

Порядок полинома  $m$  должен быть выбран таким образом, чтобы величина дисперсии  $S_0^2$  исходной выборки от полинома была минимальной:

$$S_0^2(m) \rightarrow \min. \tag{2}$$

Таким образом, в качестве искомого выбирается полином, удовлетворяющий условиям (1) и (2). Результаты, полученные с использованием разработанной модели, сведены в таблицу 3.

Таблица 3 – Коэффициенты уравнений полиномиальной зависимости износа гребней бандажей колесных пар от пробега электровозов ВЛ11

Зависимость	Уравнение регрессии	Коэффициент корреляции, $R_{y1}$	Остаточная дисперсия, $S_0^2, \text{мм}^2$
$M_y(L)$	$0,148 + 0,059 \cdot L - 1,439 \cdot 10^{-3} \cdot L^2 + 1,955 \cdot 10^{-5} \cdot L^3$	0,976	0,178
$\sigma_y(L)$	$0,167 + 0,050 \cdot L - 1,231 \cdot 10^{-3} \cdot L^2 + 1,118 \cdot 10^{-5} \cdot L^3$	0,907	0,126

Анализируя полученные данные таблиц 2 и 3, можно сделать вывод о том, что использование для описания изменения значений числовых характеристик значений контролируемых параметров от пробега полиномиальных функций говорит о более тесной статистической связи эмпирической и аппроксимированной зависимостями, так как остаточные дисперсии, характеризующие разброс эмпирических точек, около полученной полиномиальной зависимости значительно меньше остаточных дисперсий износа гребня описанной линейной зависимостью, а коэффициенты корреляции полученных полиномов выше аналогичных для линейной функции.

Графически исходные детерминированные и аппроксимированные зависимости для величин среднего значения и среднеквадратического отклонения износа гребня от пробега приведены на рисунках 3 и 4.

В качестве подтверждения повышения точности прогнозирования при использовании полиномиальной модели используется статистическая гипотеза о равенстве остаточных дисперсий уравнений регрессии контролируемого параметра. Проверка производится по критерию Фишера ( $F$ -критерию) по формуле:

$$F = \frac{S_{0\text{лн.}}^2}{S_{0\text{пол.}}^2},$$

где  $S_{0\text{лн.}}^2$  – дисперсия выборки аппроксимированной линейной функцией;  
 $S_{0\text{пол.}}^2$  – то же, полиномиальной функцией.

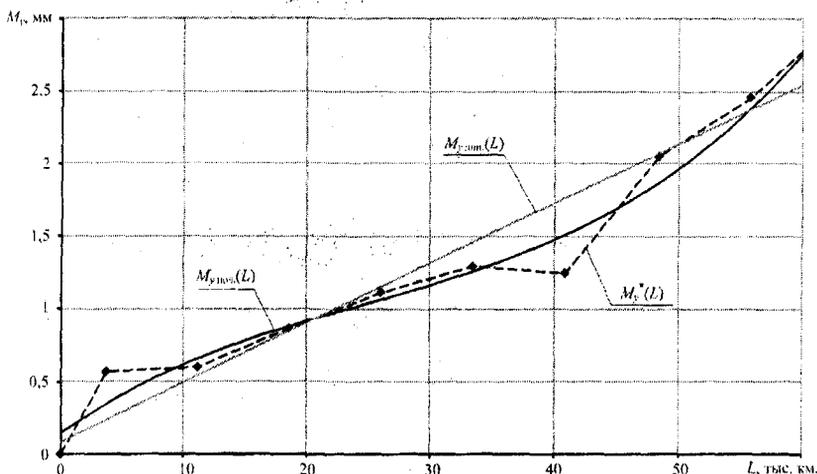


Рисунок 3 – Зависимость среднего значения износа гребня бандажей колесных пар, обточенных по профилю ДМетИ ЛР при начальной толщине бандажа 70 мм, от пробега

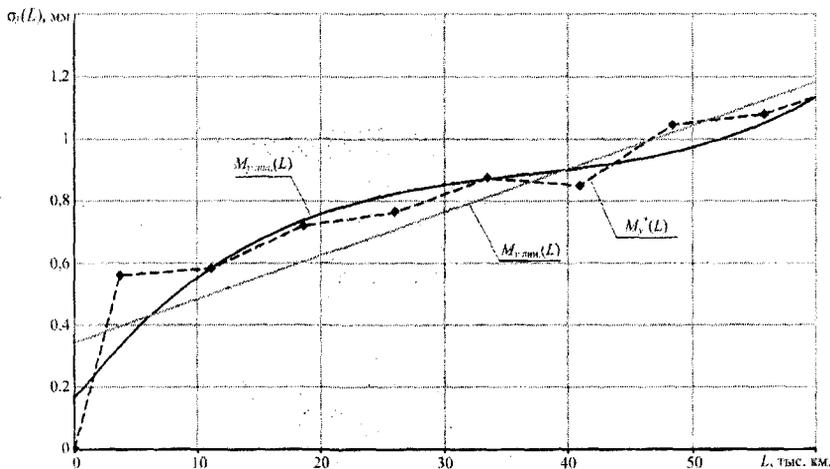


Рисунок 4 – Зависимость среднеквадратического отклонения величины износа гребня бандажей, обточенных по профилю ДМетИ ЛР при начальной толщине бандажа 70 мм, от пробега

Распределение Фишера табулировано, величина  $F$ -критерия зависит от уровня значимости  $\alpha$  и числа степеней свободы  $m$ . При  $F < F_{\alpha m}$  различие остаточных дисперсий  $S_{0\text{лн.}}^2$  и  $S_{0\text{пол.}}^2$  можно считать случайным, то есть гипотеза принимается. В противном случае гипотеза отвергается и делается вывод о том, что между дисперсиями выборок от аппроксимированной линейной и полиномиальной функций имеются значительные различия, что свидетельствует о большей точности полиномиальной функции.

Результаты проверки по критерию Фишера найденных уравнений регрессии для уровня значимости 0,05 приведены в таблице 4.

Таблица 4 – Результаты проверки гипотезы о равенстве остаточных дисперсий

Зависимость	Расчетное значение критерия, $F$	Табличное значение критерия, $F_{\alpha, m}$	Гипотеза принимается?
$M_y(L)$	1,471	1,13	нет
$\sigma_y(L)$	1,198	1,13	нет

Таким образом, гипотеза не принимается в обоих случаях, что позволяет рассматривать полиномиальную аппроксимацию износа гребня от пробега как более точную модель для прогнозирования износа бандажей колесных пар локомотивов по сравнению с линейной функцией.

На основании аппроксимированных зависимостей  $M_y(L)$  и  $\sigma_y(L)$  возможно прогнозирование процесса изнашивания и определение предельного ресурса бандажей колесных пар. При этом оценка остаточного ресурса производится при заданном значении вероятности перехода механической системы в предельное состояние.

Функция плотности распределения для нормального закона:

$$f_y(L) = \frac{1}{\sigma_y(L) \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(Y - M_y(L))^2}{2[\sigma_y(L)]^2}}$$

Допустим, что в общем случае зависимости  $M_y(L)$  и  $\sigma_y(L)$ :

$$M_y(L) = \sum_{i=0}^m (A_i \cdot L^i), \quad \sigma_y(L) = \sum_{i=0}^n (B_i \cdot L^i),$$

где  $A_i$  и  $B_i$  – коэффициенты полиномов зависимостей соответственно среднего значения и среднеквадратического отклонения износа гребня бандажей колесных пар локомотивов от пробега.

Тогда функция плотности распределения примет вид:

$$f_y(L) = \frac{(L-1)}{B \cdot 2\pi \cdot (L^{n+1} - 1)} e^{-\frac{(L-1)(Y - \sum_{i=0}^m A_i L^i)^2}{2[B(L^{n+1} - 1)]^2}}$$

Выход контролируемых параметров за установленный допуск классифицируется как отказ работы бандажа, предельный износ. Таким образом, с увеличением пробега  $L$  возрастает вероятность отказа  $P$ . Для износа гребня вероятность отказа при заданном пробеге равна [3]:

$$P(L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{Y_{\text{доп.}}}^{\sum_{i=0}^m A_i L^i + 3 \sum_{i=0}^n B_i L^i} \frac{1}{\sum_{i=0}^n (B_i \cdot L^i)} e^{-\frac{(Y - \sum_{i=0}^m A_i L^i)^2}{2[\sum_{i=0}^n (B_i L^i)]^2}} dy.$$

Используемый в депо железнодорожного транспорта общего и необщего пользования разработанный в Уральском государственном университете путей сообщения переносного электронного прибора КИП-03 [10] с программным обеспечением на ПЭВМ по сравнению с универсальными шаблонами УТ-1М позволяет повысить точность замера контролируемых параметров и осуществлять прогнозирование износа бандажей колесных пар локомотивов, определять ресурс до обточки и смены. Относительная погрешность прибора КИП составляет 2–5 %, тогда как УТ-1М – не превышает 10 %.

При выполнении восстановления контролируемых параметров бандажей при пробеге до достижения величины наработки, равной 95 %-ного полного ресурса, вероятность отказа бандажа до этого момента не превысит величины 5 %. При этом отклонение измеренного

значения контролируемого параметра от реальной величины также окажется в пределах  $\pm 5\%$ , что покрывается интервалом относительной погрешности прибора КИП-03.

Для оценки ресурса бандажей необходимо знать предельное значение контролируемого параметра  $Y_{\text{доп}}$ . Установленный допуск для износа гребня бандажа (уменьшение толщины гребня) электровозов серии ВЛ11, колесные пары которых имеют конфигурацию профиля поверхности катания ДМетИ ЛР с уменьшенной толщиной гребня до 30 мм составляет 5 мм.

На основании выполненных расчетов строятся зависимости  $P(L)$  и по ним определяется  $\gamma$  %-ый ресурс колесных пар, то есть такой пробег, которому соответствует вероятность безотказной работы или вероятность отказа  $P = 1 - \gamma$ .

Результаты расчета 95 %-ного ресурса до обточки по предельному износу гребня бандажей колесных пар электровозов ВЛ11, определенный по разным моделям, приведены в таблице 5.

Таблица 5 – Ресурс до обточки бандажей по предельному износу гребня

Модель	Ресурс бандажей, тыс. км
существующая	58,2
предлагаемая	52,7

Разработанная модель, с использованием переносного электронного прибора КИП-03 с программным обеспечением на ПЭВМ, в отличие от используемой в настоящее время позволяет более точно прогнозировать износ бандажей в эксплуатации и определять ресурс до обточки и смены колесных пар локомотивов.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Горский, А. В. Анализ износа бандажей [Текст] / А.В. Горский, А.П. Буйносов // Железнодорожный транспорт. – 1991. – № 1. – С. 46–47.
2. Буйносов, А. П. Автоматизация измерения проката бандажей колесных пар электровозов [Текст] / А.П. Буйносов, Н.Ф. Медведев // Железнодорожный транспорт: Обзорная информация. Серия: Локомотивы и локомотивное хозяйство, ремонт локомотивов. – ЦНИИТЭИ МПС, 1991. – Вып. 5. – С. 1–9.
3. Буйносов, А. П. Основные причины интенсивного износа бандажей колесных пар подвижного состава и методы их устранения [Текст] / А.П. Буйносов. – Екатеринбург : Изд-во УрГУПС, 2009. – 224 с.
4. Буйносов, А. П. Выбор профиля поверхности катания бандажей колесных пар промышленных тепловозов [Текст] / А.П. Буйносов, Д.Л. Худояров Д.Л., И.М. Пышный // Транспорт Урала. – 2011. – № 1(28). – С. 64–69.
5. Горский, А. В. Экономичная обточка [Текст] / А.В. Горский, А.П. Буйносов, В.С. Наговицын, В.С. Клинский // Локомотив. – 1992. – № 4. – С. 26–27.
6. Буйносов, А. П. Повышение износостойкости колесных пар электроподвижного состава за счет обработки гребней триботехническим составом [Текст] / А.П. Буйносов, В.А. Тихонов // Транспорт Урала. – 2011. – № 3 (30). – С. 59–64.
7. Горский, А. В. Бандажи и рельсы (опыт Свердловской дороги) [Текст] / А.В. Горский, А.П. Буйносов, Г.С. Боярских, В.А. Лавров // Локомотив. – М., 1992. – № 4. – С. 25–26.
8. Буйносов, А. П. Повышение ресурса бандажей колесных пар электровозов в результате изменения технологии их обточки [Текст] / А.П. Буйносов // Автоматизация и современные технологии. – 1992. – № 8. – С. 23–25.
9. Буйносов, А. П. Автоматизированный контроль параметров колесных пар тягового подвижного состава [Текст] / А.П. Буйносов // Железнодорожный транспорт. – 2010. – № 7. – С. 52–53.
10. Буйносов, А. П. Новый гребнесмазыватель твердого типа [Текст] / А.П. Буйносов, В.А. Тихонов // Железнодорожный транспорт. – 2011. – № 10. – С. 54–55.

**Буйнов Александр Петрович**

Уральский государственный университет путей сообщения, г. Екатеринбург  
Кандидат технических наук,  
доцент кафедры «Электрическая тяга»  
620034, г. Екатеринбург, ул. Колмогорова, 66  
Тел. 8(343)221-24-70  
E-mail: [byinosov@mail.ru](mailto:byinosov@mail.ru)

**Тихонов Виктор Артурович**

Уральский государственный университет путей сообщения, г. Екатеринбург  
Аспирант, ассистент кафедры «Электрическая тяга»  
620034, г. Екатеринбург, ул. Колмогорова, 66  
Тел. 8(343) 221-24-70  
E-mail: [va.tikhonov@yandex.ru](mailto:va.tikhonov@yandex.ru)

A.P. BUINOSOV, V.A. TIKHONOV

## METHOD OF PREDICTING RESOURCE FOR BANDAGES OF LOCOMOTIVE WHEELSETS

*The article describes a method of predicting resource of bandages that based on the polynomial depending controlled parameters from the mileage. The results of resource calculation to the tires turning on the crest of the maximum wheelset wear of electric locomotives VL11 on the existing and proposed methods.*

*Keywords: locomotive, wheelpair, bandage, resource, method, polynomial regression.*

### BIBLIOGRAPHY

- [1] Gorskyy A. B, Buinosov A.P. The analysis of bandages deterioration //the Railway transportation. – 1991. – № 1. – P. 46–47.
- [2] Buinosov A. P, Medvedev N.F. Electric locomotives wheel pairs bandages hire measurement avtomatizatsion//the Railway transportation: the Survey information. A series: Locomotives and a locomotive economy, repair of locomotives. – TcNIITEI MPS, 1991. – Issue 5. – P. 1–9.
- [3] Buinosov A.P. Principal causes of a rolling stock wheelpairs bandages intensive deterioration and methods of their elimination. – Ekaterinburg: Publishing house UrGuPs, 2009. – 224 p.
- [4] Buinosov A. P., Khudoyarov D. L., Pyshnyi I.M. The choice of a industrial diesel locomotives wheelpairs bandages driving surface profile//Transport of Ural. – 2011. – № 1 (28). – P. 64–69.
- [5] Gorskyy A.V., Buinosov A. P., Nagovitsyn V.S., Klinsky V.S. Economic turning//Locomotive. – 1992. – № 4. – P. 26–27.
- [6] Buinosov A. P, Tikhonov V. A. Increase of wear resistance at the ridges tribotechnical structure processing expense electrorolling stockwheelpairs // Transport of Ural. – 2011. – № 3 (30). – P. 59–64.
- [7] Gorskyy A.V., Buinosov A. P., Boyarskyh Gh.S. Tyres and rails (experience of Sverdlovsk road)//Locomotive. – M., 1992. – № 4. – P. 25–26.
- [8] Buinosov A.P. Increase of an electric locomotives wheel pairs bandages resource as a result their turning technology change//Automation and the current technologies. – 1992. – № 8. – P. 23–25.
- [9] Buinosov A.P. The automated control of traction rolling stock wheelpairs parameters//the Railway transportation. – 2010. – № 7. – P. 52–53.
- [10] Buinosov A. P., Tikhonov V. A. New firm typecomb-lubricator//the Railway transportation. – 2011. – № 10. – P. 54–55.

**Buinosov Alexander Petrovich**

Ural state university of railroad transport, Yekaterinburg  
Cand. Sci. Tech., the senior lecture of chair «Electric traction»  
620034, Yekaterinburg, Kolmogorova st., 66  
Tel. 8(343) 221-24-70  
E-mail: [va.tikhonov@yandex.ru](mailto:va.tikhonov@yandex.ru)

**Tikhonov Viktor Arturovich**

Ural state university of railroad transport, Yekaterinburg  
PhD student, assistant of chair «Electric traction»  
620034, Yekaterinburg, Kolmogorova st., 66  
Tel. 8(343) 221-24-70  
E-mail: [va.tikhonov@yandex.ru](mailto:va.tikhonov@yandex.ru)

Г.К. ИВАХНЮК, Е.И. ДАВЫДОВ, Б.Ф. ЛЯМАЕВ

## УСТРОЙСТВО И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЕРТИКАЛЬНОГО ОТСТОЙНИКА СО СПИРАЛЬНО-НАВИТОЙ НАСАДКОЙ ДЛЯ ОЧИСТКИ СТОЧНЫХ ВОД

*В статье рассмотрена новая конструкция вертикального отстойника со спирально-навитой насадкой. Разработана математическая модель осаждения взвешенных веществ в отстойнике. Изложена методика его расчета.*

*Ключевые слова: отстойник, очистка сточных вод, математическая модель.*

### ВВЕДЕНИЕ

В практике водоподготовки природных и очистки сточных вод получили распространение вертикальные отстойники. Преимущество этих отстойников в простоте устройства и эксплуатации. Недостатком их является большая глубина, что значительно удорожает их строительную стоимость, и низкий эффект осветления. Обычно он не превышает 30 %, в то время как в горизонтальных и радиальных отстойниках эффективность очистки достигает 50-60 % [1,2]. В связи с этим особую значимость приобретают задачи интенсификации работы первичных отстойников и сокращения занимаемых ими площадей. Поэтому научные исследования были направлены на разработку новой конструкции вертикального отстойника и методики его расчета.

Данный отстойник представляет собой резервуар с днищем в виде усеченного конуса и спирально-навитой насадкой, установленной в этом резервуаре. На рисунке 1 представлена схема.

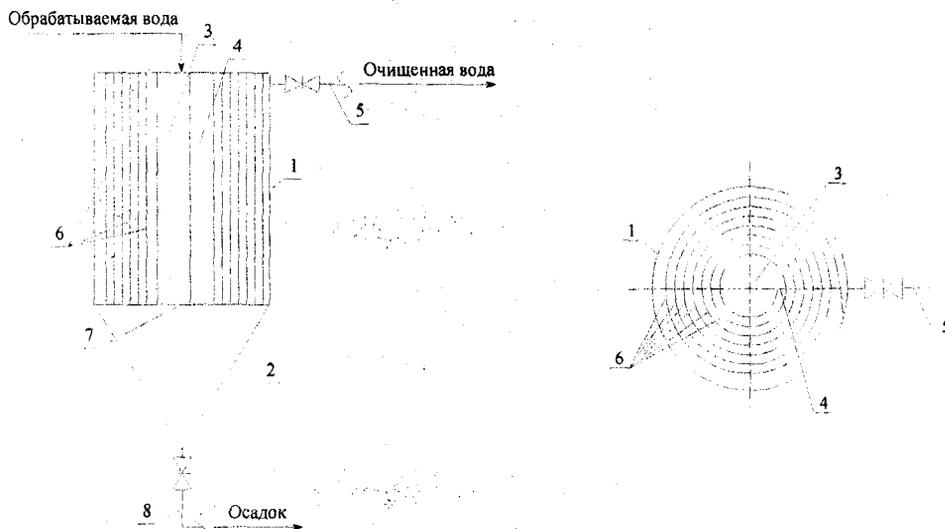


Рисунок 1 – Схема вертикального отстойника со спирально-навитой насадкой:

1 – вертикальный цилиндрический корпус; 2 – конусное днище; 3 – центральная труба; 4 – щелевое отверстие; 5 – трубопровод очищенной воды; 6 – спирально-навитая насадка; 7 – заглушка; 8 – трубопровод для удаления осадка.

Очищаемая вода подается по центральной трубе, проходит через щелевое отверстие и далее поступает в канал спирально-навитой насадки. Канал насадки является устройством, увеличивающим путь движения очищаемой воды, следовательно, увеличивается время

отстоя обрабатываемой жидкости в отстойнике. Насадка так же служит для увеличения площади соприкосновения очищаемой жидкости с ее стенкой. Необходимо отметить, что в данном отстойнике, как и в других типах отстойников, основной движущей силой процесса осветления является сила тяжести, под действием которой происходит осаждение взвеси. Выпавшая взвесь на стенке насадки, либо в канале поступает в нижнюю часть отстойника, откуда периодически удаляется, а очищенная вода отводится из верхней части отстойника.

Методика расчета данного отстойника заключается в определении его конструктивных размеров. При расчете данного отстойника нами разработана математическая модель, которая описывает процесс осаждения взвеси в отстойнике со спирально-навитой насадкой. С целью создания такой модели рассмотрим канал спирально-навитой насадки отстойника рисунке 2.

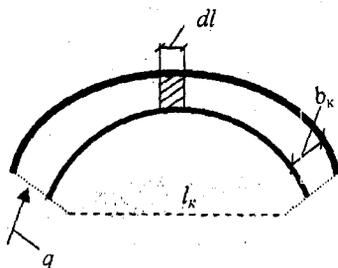


Рисунок 2 – Канал спирально-навитой насадки отстойника

На произвольно выбранном участке по длине канала  $l_k$  выделим элементарный участок  $dl$ .

Запишем уравнение для изменения массового расхода взвеси, в элементарном участке:

$$dG = Ub_k(C - C_{np})dl, \quad (1)$$

где:  $G$  - массовый расход взвеси;  $U$  - коэффициент скорости осаждения (гидравлическая крупность частиц);  $b_k$  - ширина канала спирально-навитой насадки отстойника;  $C$  - концентрация взвеси в элементарном объеме;  $C_{np}$  - предельная концентрация взвеси (концентрация не оседающих примесей).

Одновременно с уравнением (1) для изменения массового расхода взвеси, поступающей с обрабатываемой водой, является справедливым выражение:

$$dG = -qdC, \quad (2)$$

где  $q$  - расход обрабатываемой воды.

Зависимости (1) и (2) дают возможность получить дифференциальное уравнение, описывающее процесс осаждения взвеси в данном отстойнике:

$$-qdC = Ub_k(C - C_{np})dl. \quad (3)$$

Решение уравнения (3) при граничных условиях  $l = 0, C = C_{np}$  позволяет получить зависимость для определения концентрации взвеси на выходе из отстойника (в очищенной воде):

$$C = C_{np} + (C_o - C_{np}) \cdot e^{-\frac{U \cdot b_k \cdot l_k}{q}}. \quad (4)$$

Если выразить скорость движения обрабатываемой воды  $V$  в канале спирально-навитой насадки отстойника формулой:

$$V = \frac{q}{b_k \cdot H_k}, \quad (5)$$

где:  $H_k$  - высота канала спирально-навитой насадки, то получим:

$$C = C_{np} + (C_o - C_{np})e^{-\frac{U \cdot l_k}{H \cdot V}} \quad (6)$$

Результаты исследований кинетики осаждения принято представлять в виде зависимости эффекта осветления  $\mathcal{E}$  от изменения концентрации. Эффект осветления определяется по формуле:

$$\mathcal{E} = \frac{C_o - C}{C_o} \quad (7)$$

С учетом этого формулы (4 и 6) преобразуем к виду:

$$\mathcal{E} = \mathcal{E}_{np} \left( 1 - e^{-\frac{U \cdot l_k \cdot b_k}{q}} \right) \quad (8)$$

$$\text{или} \quad \mathcal{E} = \mathcal{E}_{np} \left( 1 - e^{-\frac{U \cdot l_k}{H \cdot V}} \right), \quad (9)$$

где:  $\mathcal{E}_{np}$  – предельный эффект осветления определяется по формуле:

$$\mathcal{E}_{np} = \frac{C_o - C_{np}}{C_o} \quad (10)$$

При выводе соотношений (4), (6) и (8 - 9) никаких ограничений на условие осаждения взвеси не накладываются.

Таким образом, полученная зависимость (9) используется для расчета данного отстойника:

$$\mathcal{E} = \mathcal{E}_{np} \left( 1 - e^{-\frac{U \cdot l_k}{H \cdot V}} \right),$$

где:  $\mathcal{E}$  – требуемый эффект осветления, доли единиц;  $U$  – коэффициент скорости осаждения (гидравлическая крупность) взвешенных веществ, м/с, задерживаемых в отстойнике;  $l_k$  – длина канала спирально-навитой насадки, м;  $H$  – высота цилиндрической части отстойника со спирально-навитой насадкой, м;  $V$  – скорость движения очищаемой воды, в канале спирально-навитой насадки отстойника, принимаем согласно [4] как для горизонтального отстойника  $(5 - 10) \cdot 10^{-3}$  м/с;  $\mathcal{E}_{np}$  – предельный эффект осветления, доли единиц.

В зависимости (9) коэффициент скорости осаждения (гидравлическая крупность) взвешенных веществ  $U$ , мм/с, определяется по формуле:

$$U = \frac{1000 \cdot H}{t_{set} \left( \frac{H}{h_1} \right)^{n_2}}, \quad (11)$$

где:  $H$  – высота цилиндрической части отстойника, в которую вставлена спирально-навитая насадка, м, принимаемая на основе возможных глубин типовых вертикальных отстойников  $H = 2,7-3,8$  м;  $t_{set}$  – продолжительность отстаивания, сек., соответствующая заданному эффекту осветления и полученная в лабораторном цилиндре в слое  $h_1$ , определяется по таблице 30 [4];  $h_1$  – глубина воды при отстаивании в покое (высота слоя воды в лабораторном цилиндре), принимаемая равной 0,5м;  $n_2$  – показатель степени, зависящий от способности взвешенных веществ к агломерации, принимаемый по чертежу 2 [4].

Далее из формулы (9) определяется длина канала  $l_k$ , м, спирально-навитой насадки, которая должна обеспечивать требуемый эффект осветления очищаемой воды в отстойнике:

$$l_k = -\frac{\ln\left(1 - \frac{\mathcal{E}}{\mathcal{E}_{np}}\right) \cdot H \cdot V}{U} \quad (12)$$

Необходимая площадь живого сечения  $F$ , м<sup>2</sup>, цилиндрической части определяется по выражению:

$$F = \frac{\pi(D_{om}^2 - d_{ц.м.}^2)}{4}, \quad (13)$$

где:  $D_{om}$  – диаметр отстойника со спирально-навитой насадкой, м;  $d_{ц.м.}$  – диаметр центральной трубы, м, к которой прикреплена спирально-навитая насадка.

Следует заметить, что площадь живого сечения  $F$ , м<sup>2</sup>, цилиндрической части отстойника со спирально-навитой насадкой есть произведение длины канала на ширину канала насадки

$$F = b_k \cdot l_k, \quad (14)$$

где  $b_k$  – ширина канала спирально-навитой насадки отстойника, принимается конструктивно.

Подставив зависимость (14) в (13) можно определить диаметр отстойника со спирально-навитой насадкой  $D_{om}$ , м.:

$$D_{om} = \sqrt{\frac{4 \cdot l_k \cdot b_k}{\pi} + d_{ц.м.}^2}. \quad (15)$$

Диаметр центральной трубы  $d_{ц.т.}$ , м, определяется по формуле

$$d_{ц.т.} = \sqrt{\frac{q_{set}}{2,82 \cdot v_{ц.м.}}}, \quad (16)$$

где:  $q_{set}$  – расчетный максимальный часовой расход сточных вод, м<sup>3</sup>/ч;

$v_{ц.м.}$  – скорость движения воды в центральной трубе, принимаем 30 мм/с, согласно

[2].

Количество витков спирально-навитой насадки  $n$  определяется по формуле:

$$n = \frac{D_{om} - d_{ц.м.}}{2 \cdot b_k}. \quad (17)$$

Высота конусной части отстойника  $H_k$ , м, при угле наклона ее стен к горизонту 50° определяется по формуле:

$$H_k = \frac{D_{om}}{2} \cdot \operatorname{tg} 50^\circ. \quad (18)$$

## ВЫВОД

Спирально-навитая насадка существенно увеличивает эффект осветления по сравнению с обычным вертикальным отстойником. Использование насадки при проектировании новых отстойников или реконструкции существующих позволит, снизить капитальные затраты на строительство, так как существенно уменьшаются объемы проектируемого отстойника и увеличить эффективность очистки бытовых сточных вод на 15-20 %.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федоров, Н.Ф. Канализация [Текст] / Н.Ф. Федоров, С.М. Шифрин. - М.: Изд. «Высшая школа» 1968. – 592 с.
2. Яковлев, С.В. Механическая очистка сточных вод [Текст] / С.В. Яковлев, В.И. Калицун. – М.: Стройиздат, 1972. – 200 с.
3. Болдырев, В.В., Давыдов Е.И. Отстойный резервуар [Текст] / Патент RU №2182508, МПК B01D21/02.
4. СНиП 2.04.03-85. Канализация. Наружные сети и сооружения [Текст] / М.: Изд-во стандартов, 1986.

**Григорий Константинович Ивахнюк**  
Доктор химических наук, профессор  
Заведующий кафедрой инженерной за-  
щиты ОС  
Санкт-Петербургского Государственно-  
го  
технологического института  
(Технического университета)  
E-mail: [fireside@inbox.ru](mailto:fireside@inbox.ru)

**Евгений Иванович Давыдов**  
Соискатель кафедры  
инженерной защиты  
ОС СПбГТИ (ТУ)  
E-mail: [davydov.1967@mail.ru](mailto:davydov.1967@mail.ru)

**Борис Федорович Лямаев**  
Доктор технических наук,  
профессор  
СПб Военного инженерно-  
технического  
университета  
E-mail: [blymaev@mail.ru](mailto:blymaev@mail.ru)

G.K. IVAKHNYUK, E.I. DAVYDOV, B.F. LYAMAEV

**THE DEVICE AND MATHEMATICAL MODEL  
OF THE VERTICAL SEDIMENT BOWL  
WITH THE SPIRALLY-WOUND NOZZLE  
FOR WASTEWATER TREATMENT**

*A new design of vertical sediment bowl with the spirally-wound nozzle is considered. The mathematical model of sedimentation process of weighed substances in a sediment bowl is developed. The technique of its calculation is stated.*

**Key words:** vertical sediment bowl, wastewater treatment, mathematical model.

**BIBLIOGRAPHY**

- [1] Feodorov, N.F. Sewerage [Text] / N.F. Feodorov, S.M Shifrin. – Moscow: Ed. "Higher school" 1968. – 592 p.
- [2] Yakovlev, S.V. Mechanical treatment of wastewater [Text] / S.V. Yakovlev, V.I. Kalitsun. – Moscow: Stroizdat, 1972. – 200 p.
- [3] Boldyrev, V.V., Davydov E.I. Sedimentation tank [Text] / Patent RU № 2182508, IGC B01D21/02.
- [4] SNiP 2.04.03-85. Sewerage. External networks and facilities [Text] / Moscow: Publishing House of Standards, 1986.

**Gregory Konstantinovich Ivakhnyuk**  
Doctor of Chemical Sciences, Professor Head of the Department of Environmental Engineering  
St. Petersburg State Technological Institute  
(Technical university)  
E-mail: [fireside@inbox.ru](mailto:fireside@inbox.ru)

**Evgeny Ivanovich Davydov**  
Seeker of the Department of Environmental Engineering St. Petersburg State Technological Institute (Technical university)  
E-mail: [davydov.1967@mail.ru](mailto:davydov.1967@mail.ru)

**Boris Feodorovich Lyamaev**  
Doctor of Technical Sciences, Professor  
St. Petersburg Military Engineering and Technology University  
E-mail: [blymaev@mail.ru](mailto:blymaev@mail.ru)

А.Н. ИСАЕВ, А.Р. ЛЕБЕДЕВ, А.А. ФЕДОРЕНКО

## ОСОБЕННОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТРУБЧАТЫХ ЗАГОТОВОК ДОРНОВАНИЕМ И РЕДУЦИРОВАНИЕМ

*В статье рассматриваются процессы деформирования трубчатых заготовок последовательным дорнованием и редуцированием. Исследованы особенности деформации заготовок с неравномерной толщиной стенки при дорновании и редуцировании. Определено влияние последовательного деформирования заготовок дорнованием и редуцированием на точность цилиндрических поверхностей. Выявлены особенности упрочнения материала заготовки и образования остаточных напряжений.*

**Ключевые слова:** дорнование, редуцирование, деформирование, упрочнение, остаточные напряжения

### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ

Процессы дорнования и редуцирования трубчатых заготовок сопровождаются деформациями, характер которых существенно различен. Дорнование приводит к утонению стенки и увеличению внутреннего и наружного диаметров, а редуцирование вызывает противоположные изменения размеров заготовки. Применяя в той или иной последовательности оба метода, можно получить рациональный размер поперечного сечения трубы и обеспечить оптимальные припуски на механическую обработку поверхностей. Используя в определенных сочетаниях процессы дорнования и редуцирования, можно получить новый эффект: при дорновании – более интенсивное утонение толстых стенок, при редуцировании – утолщение тонких. Эти свойства процессов дорнования и редуцирования практически могут быть использованы для уменьшения разностенности трубчатых заготовок. Фактически имеют место предпосылки для коррекции формы и размеров поперечного сечения трубы с целью более рационального распределения припусков на обе цилиндрические поверхности.

**Разностенность трубчатых заготовок.** Главные особенности трубного проката можно отразить единым свойством – разностенностью. Разностенность заготовок существенно затрудняет теоретический анализ процессов дорнования и редуцирования на основе математического аппарата теории обработки металлов давлением и на сегодняшний день приемлемого аналитического решения задачи рассматриваемого типа с контурами произвольной формы поперечного сечения не разработано.

**Выбор показателя разностенности.** Разностенность целесообразно выразить через стандартные допуски на номинальные размеры исходной заготовки. Максимальная разностенность исходных заготовок труб теоретически может быть рассчитана по формуле:

$$\frac{\delta S}{S} = \frac{k_D m + k_d}{m-1} = \frac{2k_D m + 0,5k_s(m-1)}{m-1}, \quad (1)$$

где коэффициенты  $k_D$ ,  $k_d$  и  $k_s$  задаются как функции допусков  $T_D$ ,  $T_d$  и  $T_s$  на наружный и внутренний диаметры и толщину стенки ( $m$  – отношение наружного диаметра к внутреннему).

Для заготовок из горячедеформированных труб по ГОСТ 23270—89, ГОСТ 8732—78 исходные предельные значения разностенности, рассчитанные по формуле (1), приведены в таблице 7 ( $k_D = 0,02$ ,  $k_s = 0,27$ ). Согласно полученным данным, разностенность тем больше, чем толще стенка, при этом увеличиваются и абсолютные значения макронеровностей.

Таблица 1 - Зависимость разностенности от относительной толщины стенки

$m$	1,10	1,15	1,20	1,30	1,40	1,50
$\delta S/S$	0,575	0,442	0,375	0,308	0,275	0,255

**Исследования разностенности при дорновании и редуцировании.** Фактическая разностенность заготовок, как правило, меньше теоретической, однако в процессах дорнования или редуцирования она изменяется вследствие неравномерности деформации тонких и толстых стенок. Как оказалось, расположение неровностей по отношению к инструменту имеет решающее значение. У всех образцов, у которых поверхности с наибольшими неровностями контактируют с инструментом, наблюдалось уменьшение разностенности. Рассмотрим особенности формирования неравностенных заготовок дорнованием и редуцированием.

**При дорновании** исследовано изменение толщин толстых и тонких стенок образцов с эллиптическим отверстием и образцов с эксцентричным расположением цилиндрических поверхностей. В первом случае у большинства образцов изменения толщин стенок и разностенность уменьшались практически пропорционально натягу (таблицы 2 и 3), при определенных условиях тонкая стенка не деформировалась даже при значительных натягах дорнования (последняя строка таблицы 2). Преимущественное утонение толстой стенки объясняется тем, что в процессе дорнования эллиптических отверстий происходит не полный, а частичный контакт инструмента с поверхностью заготовки именно в области утолщенной стенки, которая находится в состоянии радиального сжатия и тангенциального растяжения. Влияние сжимающего напряжения определяет повышенную способность к пластической деформации. Разноименная схема напряжений приводит к более быстрому наступлению состояния пластичности по сравнению с областью тонкой стенки, которая в этот момент только растягивается, что соответствует линейной схеме главных напряжений. В результате вначале более заметна пластическая деформация толстой стенки. С ростом натяга область контакта дорна с заготовкой увеличивается и деформации в области тонкой стенки, особенно у заготовок с большой начальной разностенностью, становятся ощутимее. Можно отметить, что процесс деформирования образцов с эллиптическим отверстием проходит под дополнительным влиянием пружинения поперечного сечения, которое приводит к увеличению давления на толстую стенку.

Таблица 2 - Деформации стенок эллиптических образцов при дорновании отверстий

Исходная разностенность	Показатели изменения толщины стенки					
	толстая стенка			тонкая стенка		
	коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность	коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность
0,116	-0,991	0,28	0,07	-0,866	0,23	0,25
0,222	-0,998	0,24	0,03	-0,974	0,18	0,11
0,526	-0,975	0,24	0,11	-0,180	0,08	0,42

Таблица 3 - Разностенность эллиптических образцов при дорновании отверстий

Исходная разностенность	0,116	0,222	0,526
Коэффициент корреляции	-0,627	-0,893	-0,810
Погрешность	0,390	0,225	0,290

Иначе деформируются толстые и тонкие стенки эксцентричных образцов (таблицы 4, 5). Их внутренние цилиндрические поверхности в процессе обработки находятся в контакте с инструментом по всему периметру, что способствует увеличению разностенности, более интенсивному у образцов с большей исходной разностью. Об этом свидетельствуют положительные коэффициенты корреляции уравнений линейной регрессии, близкие к единице, и небольшие отклонения от линейности, не превышающие 8 %. Экспериментальные результаты более стабильны, чем при обработке эллиптических образцов.

Экспериментальные данные были обработаны методом статистической множественной регрессии с целью определить зависимость изменяющейся в процессе дорнования разностенности от ее исходной величины и натяга. В качестве модели использовались линейная и степенная функции. Установлено, что при натягах дорнования, не превышающих 10 %, наибольшая получаемая в процессе дорнования относительная разностенность может быть рассчитана по следующим эмпирическим формулам:

$$\text{для трубы с гладким отверстием: } \delta S/S = 0,015 + 1,12 \delta S_0/S_0;$$

$$\text{для трубы с большими неровностями в отверстии: } \delta S/S = 0,811 (\delta S_0/S_0)^{0,975}$$

Таблица 4 - Деформации стенок эксцентричных образцов при дорновании отверстий

Эксцентриситет	Исходная разностенность	Показатели изменения толщины стенки					
		толстая стенка			тонкая стенка		
		коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность	коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность
0,5	0,145	-0,998	0,27	0,03	-0,999	0,44	0,02
1,0	0,231	-0,991	0,27	0,07	-0,994	0,46	0,06
1,5	0,405	-0,976	0,17	0,11	-0,995	0,67	0,05
2,4	0,639	-0,945	0,09	0,16	-0,995	0,73	0,05

Таблица 5 - Разностенность эксцентричных образцов при дорновании отверстий

Эксцентриситет	0,5	1	1,5	2,4
Исходная разностенность	0,145	0,231	0,405	0,639
Коэффициент корреляции	0,989	0,991	0,988	0,995
Погрешность	0,073	0,068	0,076	0,048

Согласно первому уравнению разностенность в процессе дорнования увеличивается, во втором – уменьшается, но не слишком заметно, не более 15 % от ее исходной величины  $\delta S_0/S_0$ , поэтому в большинстве случаев процесс дорнования не эффективен для выравнивания толщины стенки трубчатой заготовки. Обработка образцов с эксцентричными относительно друг друга цилиндрическими поверхностями приводит к прогрессирующему утонению тонкой стенки и ее разрушению при больших деформациях.

**При редуцировании** вместо утонения происходит утолщение стенок разностенных образцов. Интенсивность деформации тонких стенок существенно больше, чем толстых, благодаря этому значения толщин стенок при увеличении натяга редуцирования имеют тенденцию к сближению. Из таблиц 6 и 7 следует, что толстая стенка либо не деформируется вовсе, либо получает незначительное утолщение.

В отличие от процесса дорнования отверстий при редуцировании тонкая стенка всегда утолщается независимо от места расположения макронеровностей – на контактной или свободной поверхностях (таблицы 8 и 9). Характер деформации стенок способствует уменьшению разностенности заготовок труб. Зависимости изменения толщин стенок и разностенности от натягов представляются прямыми линиями регрессии, о чем свидетельствуют вычисленные значения коэффициентов корреляции, близкие к единице. Погрешность вычисления разностенностей по уравнениям линейной регрессии не более 11 %.

Максимальную разностенность для условий, аналогичных условиям дорнования, можно рассчитать по формуле:

$$\delta S/S = 0,340^{-0,239} \delta S_0/S_0.$$

При фиксированном натяге между исходной и получаемой разностенностями существует пропорциональная зависимость. Видно, что с увеличением натяга интенсивность уменьшения разностенности снижается: при относительном натяге  $\lambda = 0,086$  тангенс угла наклона прямой равен 0,6056, а при  $\lambda = 0,018 - 0,8795$  (рост почти в 1,5 раза). Изменение натяга с 0,018 до 0,039 (разность натягов равна 0,021) приводит к уменьшению разностенности на 19 %, а с 0,055 до 0,076 (разность натягов 0,024) – только на 9 %. Фактически при деформациях 8 – 10 % натяг перестает влиять на разностенность, так как в процессе редуцирования происходит локальное упрочнение материала утоненных стенок вследствие их интенсивной деформации и резкого снижения эффекта выравнивания толщин стенок.

Таблица 6 - Деформации стенок эллиптических образцов при редуцировании

Исходная разностенность	Показатели изменения толщины стенки					
	толстая стенка			тонкая стенка		
	коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность	коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность
0,117	0,991	0,30	0,10	0,991	0,51	0,07
0,220	0,993	0,27	0,06	0,992	0,82	0,06
0,531	0,658	0,13	0,38	0,982	1,76	0,09

Таблица 7 - Разностенность эллиптических образцов при редуцировании

Исходная разностенность	0,117	0,220	0,531
Коэффициент корреляции	-0,977	-0,990	-0,975
Погрешность	0,108	0,071	0,110

Таблица 8 - Деформации стенок эксцентричных образцов при редуцировании

Эксцентриситет	Исходная разностенность	Показатели изменения толщины стенки					
		толстая стенка			тонкая стенка		
		коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность	коэф. корреляции	пределы изменения	погрешность
0,5	0,145	0,409	0,12	0,46	0,993	0,60	0,06
1,0	0,231	0,652	0,09	0,38	0,995	0,68	0,15
1,5	0,405	0,347	0,06	0,47	0,984	1,78	0,09
2,4	0,639	0,640	0,06	0,38	0,992	2,03	0,07

Таблица 9 - Разностенность эксцентричных образцов при редуцировании

Эксцентриситет	0,5	1	1,5	2,4
Исходная разностенность	0,145	0,231	0,405	0,639
Коэффициент корреляции	-0,986	-0,962	-0,981	0,991
Погрешность	0,083	0,137	0,096	0,066

Анализ полученных результатов показал, что редуцирование трубчатых заготовок позволяет уменьшить разностенность до 40 %. Эффективность операции, выражающаяся в уменьшении припусков и объема удаляемого при механической обработке материала, очевидна.

**Точность трубчатых заготовок при последовательной обработке поверхностей дорнованием и редуцированием.** В процессе дорнования макронеровности внутренней поверхности частично переносятся на наружную, точность которой снижается. Последующее редуцирование повышает точность наружной поверхности, но при этом ухудшается точность отверстий. Конечные результаты поочередного применения двух процессов не очевидны, поэтому были проведены экспериментальные исследования с образцами из черных необработанных труб размером 38x5 по ГОСТ 8732-72\*. Образцы были последовательно обработаны дорнованием и редуцированием. Статистические оценки измерений приведены в таблицах 10 и 11.

Таблица 10 – Статистические характеристики размеров образцов в процессе последовательного дорнования и редуцирования

Статистические оценки	Отверстия			Наружные поверхности		
	заготовки $d_0$	после дорнования $d_d$	после редуцирования $d_r$	заготовки $D_0$	после дорнования $D_d$	после редуцирования $D_r$
Средний размер	28,342	29,465	28,063	38,094	39,021	37,769
Средне-квадратичное отклонение	0,353	0,013	0,191	0,090	0,301	0,015
Поле рассеяния	2,118	0,079	1,143	0,540	1,805	0,092
Квалитет точности	17..18	10	15..16	14	16..17	10..11

С целью определения возможности дополнительного уточнения размеров заготовок путем циклического повторения рассматриваемых процессов проведена их повторная обработка (таблица 11). Вопреки ожиданиям полученные результаты ненамного отличались от первого варианта. В частности, фактически не изменились квалитеты точности и поля рассеяния размеров. Для повышения точности трубчатых заготовок достаточно одного цикла дорнования с последующим редуцированием.

Таблица 11 – Статистические характеристики размеров образцов при повторной последовательной обработке дорнованием и редуцированием

Статистические оценки	Отверстия			Наружные поверхности		
	заготовки $d_0$	после дорнования $d_d$	после редуцирования $d_r$	заготовки $D_0$	после дорнования $D_d$	после редуцирования $D_r$
Средний размер	28,063	29,453	28,320	37,769	38,951	37,882
Средне-квадратичное отклонение	0,191	0,012	0,164	0,015	0,281	0,017
Поле рассеяния	1,143	0,072	0,985	0,092	1,683	0,101
Квалитет точности	15..16	10	15..16	10	16..17	11

После операции дорнования поле рассеяния диаметров отверстий уменьшилось почти в 30 раз, а поле рассеяния наружных размеров, наоборот, увеличилось, но в гораздо меньшей пропорции – менее чем в 3,5 раза. Последующее редуцирование привело к изменению точности обеих поверхностей. Поле рассеяния наружного диаметра уменьшилось почти в 6 раз по сравнению с полем рассеяния размеров исходной заготовки и в 20 раз по сравнению с полем рассеяния после ее дорнования. Одновременно существенно (в 14,5 раз) увеличилось поле рассеяния размеров предварительно обработанных дорнованием отверстий, однако конеч-

ная его величина оказалась почти вдвое меньше, чем у исходных заготовок. Процесс преобразования поверхностей иллюстрируют диаграммы на рисунке 1.

**Упрочнение материала при последовательной обработке дорнованием и редуцированием.** Изменение направления деформации при использовании редуцирования с последующим дорнованием (или наоборот) теоретически должно привести к разупрочнению и снижению необходимых для осуществления этой деформации сил. Однако проведенные опыты не выявили упомянутый эффект. Образцы при последующем редуцировании получали еще большее упрочнение. Следовательно, приобретенные свойства материала обеспечиваются суммой деформаций на первом и втором этапах обработки заготовок без учета их знака.

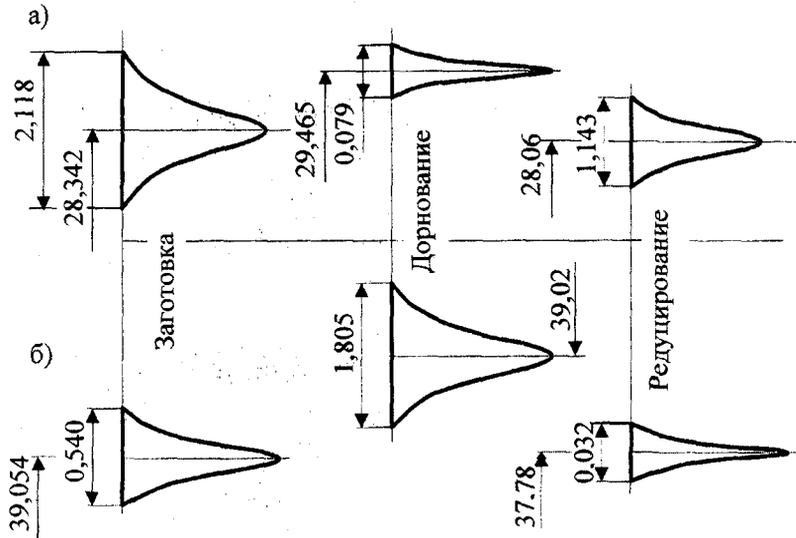


Рисунок 1 – Диаграммы изменения внутренних (а) и наружных (б) диаметров поверхностей при последовательной обработке трубчатых заготовок дорнованием и редуцированием

**Остаточные напряжения в заготовках, обработанных дорнованием и редуцированием.** Механическая схема деформации при дорновании характеризуется растяжением, а при редуцировании – сжатием. Разные условия деформирования вызывают формирование разных полей остаточных напряжений.

Экспериментальные исследования остаточных напряжений при дорновании проводили на образцах с отверстиями  $d = 30$  мм, а при редуцировании – с наружным диаметром  $D = 33$  мм. Образцы с  $m = 1,3$  и  $m = 1,5$  обрабатывались по раздельной схеме, то есть дорнованием или редуцированием, тонкостенные образцы с  $m = 1,1$  – раздельным и последовательным дорнованием и редуцированием. Максимальные окружные остаточные напряжения определены по величине деформации среднего диаметра разрезанных колец.

Направления деформаций после разрезки во всех проведенных опытах соответствовали схеме образования сжимающих остаточных напряжений у поверхности отверстия и растягивающих на наружной поверхности независимо от метода и последовательности обработки образцов. Однако заметно, что после редуцирования остаточные напряжения в 6...10 раз меньше, чем при дорновании. Особенно резко заметно снижение уровня остаточных напряжений после последовательной обработки образцов дорнованием и редуцированием. Можно предположить, что уменьшение остаточных напряжений происходит по двум причинам. Во первых, процесс редуцирования протекает в условиях всестороннего сжатия деформируемого материала, что способствует равномерности деформации по всему поперечному сечению образца. Во вторых, изменение преимущественно растягивающих деформаций при дорнова-

нии на преимущественно сжимающие при редуцировании приводит к образованию новой схемы распределения напряжений.

## **ВЫВОДЫ**

1. Редуцирование трубчатых заготовок, предварительно обработанных дорнованием, позволяет уменьшить разностенность до 40 % и повысить точность цилиндрических поверхностей.

2. В процессе последовательной обработки трубчатых заготовок дорнованием и редуцированием уровень остаточных напряжений в стенке трубчатой заготовки снижается в 6..10 раз по сравнению с уровнем напряжений после дорнования.

3. Последовательная обработка трубчатых заготовок дорнованием и редуцированием позволяет существенно уменьшить припуски и объем удаляемого металла при механической обработке материала

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

## **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Исаев, А.Н. Моделирование геометрии очага деформации при осесимметричном охватывающем формировании пустотелых заготовок [Текст] / А.Н. Исаев, Б.И. Глушко // Известия ОрелГТУ, 2008. – №3-4. – С. 55–58

2. Зайдес, С.А., Исаев А.Н. Технологическая механика осесимметричного деформирования [Текст] : монография / С.А. Зайдес, А.Н. Исаев. – Иркутск: Изд-во, 2007. – 439 с.

**Альберт Николаевич Исаев**  
Доктор технических наук, профессор  
ФГОУ ВПО «Донской государственный технический университет»  
Тел: (863) 2605112, 9061836725  
E-mail: [anis101@yandex.ru](mailto:anis101@yandex.ru)

**Лебедев Алексей Романович**  
Кандидат технических наук, доцент  
ФГОУ ВПО «Донской государственный технический университет»  
Тел: (863) 2339845  
E-mail: [alex-diplom@mail.ru](mailto:alex-diplom@mail.ru)

**Федоренко Антон Александрович**  
Аспирант  
ФГОУ ВПО «Донской государственный технический университет»  
Тел: 890545855548

A.N. ISAEV, A.R. LEBEDEV, A.A. FEDORENKO

## **FEATURES OF STRAINING OF TUBULAR BLANK PARTS BY MANDRELING AND REDUCTION**

*The article gives an account of processes of straining of tubular blank parts by successive mandreling and reduction. It examines the features of straining of blank parts with uneven wall thickness at mandreling and reduction. It specifies the influence of successive straining of blank parts by mandreling and reduction on accuracy of cylindrical surfaces. It indicates the features of hardening of blank parts work material and forming of after strain.*

*Key words: mandreling, reduction, straining, hardening, after strain*

## **BIBLIOGRAPHY**

[1] I. Isaev A.N., Glushko B. I. The deformation center geometry modeling at a hollow preparations axisymmetric covering deformation /Izvestija OryolSTU, 2008. – №3-4. – P. 55–58

[2] Zajdes S.A., Isaev A.N. Technological mechanic of axisymmetric deformation. The monography. – Irkutsk: publishing house, 2007. – 439 p.

**Albert Nikolaevich Isaev**  
 Dr.Sci.Tech., professor  
 FSEO HPE «Don state technical university»  
 Tel: (863) 2605112, 9061836725  
 E-mail: [anis101@vandex.ru](mailto:anis101@vandex.ru)

**Lebedev Alexey Romanovich**  
 Cand.Tech.Sci., the senior lecturer  
 FSEO HPE «Don state technical university»  
 Tel: (863) 2339845  
 E-mail: [alex-diplom@mail.ru](mailto:alex-diplom@mail.ru)

**Fedorenko Anton Aleksandrovich**  
 The post-graduate student  
 FSEO HPE «Don state technical university»  
 Tel: 890545855548

УДК 621.825.54

М.П. ШИШКАРЕВ, М.Д. ГАВРИЛЕНКО

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ КОЭФФИЦИЕНТА УСИЛЕНИЯ АДАПТИВНЫХ ФРИКЦИОННЫХ МУФТ С ПОЛОЖИТЕЛЬНОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ

*На основе исследования одноплоскостного фрикционного контакта твердых тел с положительной обратной связью найдены соотношения между величинами параметров управляющего устройства адаптивной фрикционной муфты, с помощью которых обеспечивается автоматическое регулирование усилия прижатия.*

*Ключевые слова:* адаптивная фрикционная муфта, положительная обратная связь, управляющее устройство, фрикционный контакт, коэффициент трения.

### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

В последнее время проводятся исследования по синтезу управляющих устройств (УУ) положительной обратной связи, применяемых в адаптивных фрикционных муфтах (АФМ) третьего поколения [1]. Достоинство муфт – повышенная нагрузочная способность при высокой точности срабатывания и ограниченных габаритах и массе.

Принцип действия положительной обратной связи в АФМ заключается в том, что основное силовое замыкание пар трения осуществляется нажимными элементами УУ. Для реализации «идеальной» нагрузочной характеристики АФМ усилие прижатия друг к другу пар трения в функции текущего коэффициента трения должно изменяться по зависимости, установленной в работе [2]. Указанная зависимость близка к обратно пропорциональной.

При использовании в АФМ положительной обратной связи прямого действия нажимные элементы УУ непосредственно воздействуют на сумматор (нажимной диск). Поскольку сила нормального давления между нажимными элементами и сумматором направлена под углом к плоскости фрикционного контакта, возникает ограничение по максимальной величине угла скоса гнезд под нажимные элементы, согласно данным, полученным в работе [3].

Упомянутое ограничение для классической схемы одноплоскостного фрикционного контакта имеет следующий вид [3]:

$$\alpha_1 \geq \rho, \tag{1}$$

где  $\alpha_1$  – угол между вектором движущей силы и нормалью к плоскости фрикционного контакта;  $\rho$  – угол трения.

На основе анализа работы положительной обратной связи в составе АФМ общее выражение для вычисления вращающего момента муфты запишем в виде:

$$T_n = \Pi \frac{f}{1 - Cf}, \tag{2}$$

где  $\Pi$  – постоянный параметр муфты, который зависит от ее силовых и геометрических характеристик;  $f$  – коэффициент трения между фрикционными парами;  $C$  – коэффициент усиления (КУ) положительной обратной связи, вычисляемый по формуле:

$$C = \frac{R_{cp}}{r} \operatorname{tga} \alpha, \tag{3}$$

$R_{cp}$  – средний радиус поверхностей трения;  $\alpha$  – угол скоса гнезда под нажимной элемент УУ;  $r$  – радиус окружности, на которой расположены нажимные элементы УУ.

Согласно соотношению (2), условие самоторможения пары трения АФМ выражается в форме обращения в нуль знаменателя, при котором  $T_n \rightarrow \infty$ . При этом очевидно, что

$$C = \frac{1}{f}$$

В последнем соотношении следует принять  $f = f_{max}$  (где  $f_{max}$  – максимальное значение коэффициента трения), поскольку при всех значениях, таких, что  $f < f_{max}$ , разность  $1 - Cf$  в соотношении (2) положительна.

Из рисунка следует, что углы  $\alpha$  и  $\alpha_1$  связаны между собой соотношением

$$\alpha = \frac{\pi}{2} - \alpha_1 \quad (4)$$

После подстановки правой части соотношения (4) в выражение (3) и учитывая соотношение (1) в форме равенства (предельный случай) получим

$$C = \frac{R_{cp}}{r} \operatorname{ctgr} \alpha$$

Учитывая в последнем соотношении условие  $\operatorname{tgr} \alpha = f_{max}$ , можно записать

$$C = \frac{R_{cp}}{r f_{max}} \quad (5)$$

С учетом выражения (5) запишем разность в знаменателе формулы (2) как

$$1 - \frac{R_{cp}}{r} \quad (6)$$

Как показывает анализ формулы (6), разность положительна при условии  $R_{cp} < r$ .

На практике это означает, что нажимные элементы УУ должны располагаться по отношению к оси вращения муфты на расстоянии, большем, чем средний радиус поверхностей трения фрикционных дисков. В отличие от схемы компоновки УУ отрицательной обратной связи, которая исключает выполнение указанного условия, компоновка УУ положительной обратной связи позволяет реализовать это условие, поскольку нажимные элементы УУ располагаются с внешней стороны сумматора (нажимного диска). Однако данный способ имеет два недостатка:

- увеличение радиальных габаритов муфты вследствие того, что увеличиваются радиальные размеры УУ; это объясняется увеличением радиуса окружности, на которой располагаются нажимные элементы, диаметра опорного диска и среднего радиуса замыкающей пружины или радиуса окружности, на которой расположена группа замыкающих пружин;

- уменьшение силы прижатия друг к другу пар трения при передаче определенной нагрузки, так как усилителем в данном случае является только гнездо со скошенными боковыми стенками под нажимной элемент УУ. Величина угла скоса гнезда ограничена из-за возможного самоторможения пар трения при автоматическом регулировании.

Вследствие изложенного, данный вариант практически неприемлем.

При условии  $R_{cp} > r$ , реализуемом на практике, величина КУ, вычисляемая по соотношению (5), приводит к тому, что уже при значении коэффициента трения, равном

$$f_i = \frac{r}{R_{cp}} f_{max}$$

наступает самоторможение пар трения фрикционной группы, о чем свидетельствует нулевая

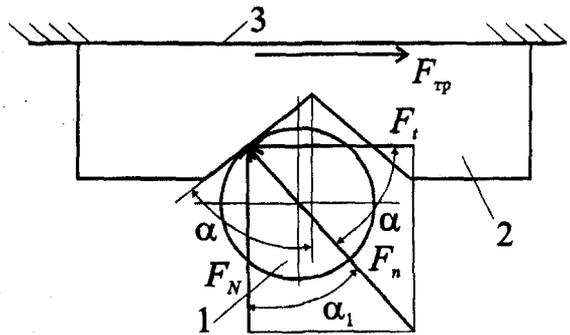


Рисунок 1 — Схема сил, действующих в одноплоскостном фрикционном контакте с положительной обратной связью

разность в знаменателе выражения (2). Из последнего соотношения следует, что  $f_i < f_{\max}$ .

Таким образом, вычисление величины КУ по соотношению (5) не повышает точность срабатывания АФМ с положительной обратной связью или с комбинированной обратной связью, одной из составных частей которой является компонент положительной обратной связи. Наоборот, коэффициент точности АФМ становится бесконечно большим, поскольку таковым становится и вращающий момент муфты в результате самоторможения пар трения.

Изложенное свидетельствует о том, что существующая методика расчета величины КУ положительной обратной связи не позволяет определить его оптимальное значение.

Задачей исследования является установление зависимости для определения величины КУ положительной обратной связи АФМ, позволяющей повысить точность ее срабатывания.

Решение задачи. Обратимся к приведенному выше рисунку, из которого следует:

$$F_t r > F_{\text{тр}} R_{\text{ср}}, \quad (7)$$

где  $F_t$  – тангенциальная сила между телом качения 1 и сумматором 2;  $F_{\text{тр}}$  – сила трения между сумматором 2 и опорной поверхностью 3;  $r$ ,  $R_{\text{ср}}$  – см. выше.

Неравенство (7) отражает условие скольжения сумматора 2 относительно опорной поверхности 3. На основании рисунка также запишем указанное условие как

$$F_t > F_{\text{тр}}. \quad (8)$$

Тангенциальная сила определяется по формуле

$$F_t = \frac{F_N}{\text{tga}}, \quad (9)$$

где  $F_N$  – нормальная сила на поверхностях трения сумматора 2 и опорной поверхности 3.

Сила трения вычисляется по соотношению

$$F_{\text{тр}} = F_N f. \quad (10)$$

После подстановки правых частей соотношений (9) и (10) в неравенство (8) найдем

$$\text{tga} < 1. \quad (11)$$

Неравенство (11) показывает, что, учитывая изменение величины коэффициента трения, величина угла  $\alpha$  ограничивается максимальным значением последнего.

УУ АФМ действует как усилитель, если  $R_{\text{ср}} > r$ , увеличивая силу  $F_N$  за счет равенства величин вращающих моментов, передаваемых парой трения 2–3 (применительно к АФМ) и нажимным элементом 1. В соответствии с этим сила трения увеличивается в  $R_{\text{ср}}/r$  раз.

Учитывая последнее обстоятельство, запишем неравенство (8), с учетом выражений (9) и (10), в следующем виде

$$\frac{F_N}{\text{tga}} > \frac{R_{\text{ср}}}{r} F_{\text{тр}} = \frac{R_{\text{ср}}}{r} F_N f. \quad (12)$$

На основании неравенства (12) получим  $Cf < 1$ , с учетом выражения (3), поэтому

$$C < \frac{1}{f}. \quad (13)$$

Основываясь на изложенном выше, запишем неравенство (13) в окончательной форме

$$C < \frac{1}{f_{\max}}. \quad (14)$$

Неравенства (13) и (14) показывают, что полученный результат полностью соответствует сделанным выше предположениям. Воспользовавшись выражением (3), получим формулу для вычисления величины тангенса угла давления нажимного элемента:

$$\text{tga} < \frac{r}{R_{\text{ср}} f_{\max}}. \quad (15)$$

Согласно неравенству (15) можно найти ограничение величины  $\alpha$ , при которой АФМ

работает в адаптивном режиме в интервале изменения величины коэффициента трения.

Из неравенства (15) следует, что геометрические параметры элементов фрикционной группы АФМ  $r$  и  $R_{cp}$  зависят от величины  $f_{max}$ , поэтому, используя выражение (4) и предполагая предельный случай  $\alpha_1 = \rho$ , получим, на основе соотношения (15):

$$\operatorname{ctg} \alpha_1 < \frac{r}{R_{cp} f_{max}}.$$

Поскольку

$$f_{max} = \operatorname{tg} \rho_{max},$$

где  $\rho_{max}$  – максимальное значение угла трения, последнее неравенство запишем как

$$\frac{\operatorname{tg} \rho_{max}}{\operatorname{tg} \alpha_1} < \frac{r}{R_{cp}}. \quad (16)$$

Для исключения самоторможения пары трения 2–3 (см. рисунок) должно выполняться условие (1) (в форме неравенства), поэтому из неравенства (16) следует

$$r < R_{cp}.$$

Полученный результат подтверждает оптимальность варианта компоновки АФМ, в котором  $R_{cp} > r$ .

Запишем выражение (4) в следующем виде:

$$\alpha_1 = \frac{\pi}{2} - \alpha. \quad (17)$$

Учитывая, что для исключения самоторможения фрикционного контакта должно выполняться условие (1), можно записать:

$$\operatorname{tg} \alpha_1 \geq f_{max},$$

или, с учетом выражения (17):

$$\operatorname{ctg} \alpha \geq f_{max}.$$

Из последнего соотношения следует:

$$\operatorname{tg} \alpha \leq \frac{1}{f_{max}}. \quad (18)$$

Соотношение (18) соответствует неравенству (15) в той части, что величина  $\operatorname{tg} \alpha$  во втором случае должна быть меньше, что характеризует приведенный КУ.

Результаты исследования могут быть использованы в практике расчета и проектирования элементов УУ положительной обратной связи АФМ.

## ВЫВОДЫ

1. Для УУ положительной обратной связи АФМ существует противоречие между реально достижимой величиной КУ и его величиной, ограничиваемой по условию самоторможения пар трения фрикционной группы.

2. Для исключения самоторможения пар трения фрикционной группы средний радиус поверхностей трения должен быть меньше, чем радиус окружности, на которой расположены нажимные элементы УУ, что практически невозможно по условиям компоновки УУ и нерационально с точки зрения точности срабатывания муфты.

3. При имеющемся соотношении указанных величин радиусов условие самоторможения пар трения фрикционной группы реализуется при значениях коэффициента трения, меньших максимального значения. Величина коэффициента трения, при которой наступает самоторможение, зависит от соотношения величин упомянутых радиусов.

4. Величина угла скоса боковой стенки гнезда под нажимной элемент УУ ограничена и зависит от максимального значения коэффициента трения, для исключения явления самоторможения пар трения фрикционной группы.

5. Найдена зависимость для ограничения величины угла скоса боковой стенки гнезда под нажимной элемент УУ, позволяющая профилировать боковые стенки гнезда для достижения высокой точности срабатывания АФМ.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шишкарёв, М.П. Принципы классифицирования адаптивных фрикционных муфт металлорежущих станков [Текст] / М.П. Шишкарёв // Вестн. Рыбинской технол. академии. – 2007. – № 1. – С. 190–193.
2. Шишкарёв, М.П. Адаптивные фрикционные муфты. Исследование, конструкции и расчет [Текст] : науч. изд. / М.П. Шишкарёв. – Ростов н/Д: Изд-во РГАСХМ, 2002. – 228 с.
3. Бутенин, Н.В. Курс теоретической механики. В 2-х т. Т. 1: Статика и кинематика [Текст] / Н.В. Бутенин, Я.Л. Лунц, Д.Р. Меркин. – 4-е изд., испр. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1985. – 240 с.

**Шишкарёв Михаил Павлович**

Донской государственный технический университет,  
г. Ростов н/Д

Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой  
«Информационное обеспечение автоматизированного  
производства»

Тел. (863-2) 37-11-17

E-mail: [shishkarev\\_m\\_p@mail.ru](mailto:shishkarev_m_p@mail.ru)

**Гавриленко Максим Дмитриевич**

Донской государственный технический университет,  
г. Ростов н/Д

Ассистент кафедры «Информационное обеспечение  
автоматизированного производства»

Тел. (863-2) 58-90-23

M.P. SHISHKAREV, M.D. GAVRILENKO

## DEFINITION OF MAGNITUDE OF COEFFICIENT OF AMPLIFICATION OF ADAPTIVE FRICTION COUPLINGS WITH THE POSITIVE FEEDBACK

*On the basis of research of one-plane frictional contact of solids with a positive feedback relationships between magnitudes of parameters of the actuation device of an adaptive friction coupling with which help automatic control of force of pressing is ensured are discovered.*

*Keywords: an adaptive friction coupling, a positive feedback, the actuation device, frictional contact, coefficient of friction.*

## BIBLIOGRAPHY

- [1] Shishkarev M.P. Principles of classification adaptive frictional muffs of metal-cutting machine tools//Vestn. Rybinsk tech. academies. – 2007. – № 1. – P. 190–193.
- [2] Shishkarev M.P. Adaptive frictional muffs. Probe, designs and calculation. Scient.publ. Rostov on Don: publishing house RGASHM, 2002. – 228 p.
- [3] Butenin N.V., Lunts Ya.L., Merkin D.R. Course of theoretical mechanics. In 2 parts. Part 1: the Statics and kinematics. – 4 publ., rem. – M: the Science. major editor physics-mat. lit., 1985. – 240 p.

**Shishkarev Michael Pavlovich**

The Don state technical university, Rostov on Don  
Dr.Sci.Tech., the professor, the head of chair «Information  
support of the automated manufacture»

Tel. (863-2) 37-11-17

E-mail: [shishkarev\\_m\\_p@mail.ru](mailto:shishkarev_m_p@mail.ru)

**Gavrilenko Maxim Dmitrievich**

The Don state technical university, Rostov on Don  
The assistant to chair «Information support of the  
automated manufacture»

Tel. (863-2) 58-90-23

УДК 65.018

Н.П. ЗОЛУТУХИНА, А.Г. ИВАХНЕНКО, А.Н. ПРОКОФЬЕВ

## ОЦЕНИВАНИЕ КАЧЕСТВА РАБОТ ПО МЕТРОЛОГИЧЕСКОМУ ОБЕСПЕЧЕНИЮ В СИСТЕМЕ МЕНЕДЖМЕНТА КАЧЕСТВА ПРИБОРОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ

*Рассматривается методологический подход к оцениванию качества выполнения работ по метрологическому обеспечению в системе менеджмента качества промышленного приборостроительного предприятия.*

**Ключевые слова:** метрологическое обеспечение, менеджмент качества, приборостроительное предприятие

Современным промышленным предприятиям, работающим в сферах государственного регулирования в соответствии с Федеральным законом «Об обеспечении единства измерений» [1] процесс метрологического обеспечения следует отнести к основным процессам системы менеджмента качества.

В соответствии с требованиями ГОСТ Р ИСО/МЭК 17025 [2] критериями аккредитации метрологических служб в области обеспечения единства измерений для обеспечения процесса метрологического обеспечения и поддержания его в работоспособном состоянии является наличие необходимых ресурсов:

- материальные - поверенные эталоны, средства измерений, испытательное и вспомогательное оборудование;
- кадровые - квалифицированные исполнители;
- знания, приобретенные в результате обучения, переобучения, а также практические знания, приобретенные в результате опыта;
- инфраструктура - помещения, отвечающие требованиям документов на методики поверки, санитарным нормам, требованиям безопасности труда и охраны окружающей среды;
- программное обеспечение.

Согласно требованиям ГОСТ Р ИСО 9001 [3] п. 6.2.1 «Персонал, выполняющий работу, влияющую на соответствие продукции требованиям, должен быть компетентным на основе полученного образования, подготовки, навыков и опыта».

Для выявления уровня знаний исполнителей предложен следующий порядок оценки качества выполнения работ по метрологическому обеспечению:

1. Руководство метрологической службы определяет требования и состав контролируемых параметров, определяющих качество работы исполнителей.
2. Контроль качества работы проводится на основании графика проверки качества работы исполнителей с установленной периодичностью контроля.
3. Ответственность за контроль качества работы исполнителей несет руководитель процесса метрологического обеспечения.
4. Проведение процедуры контроля может быть возложено на ответственное лицо за функционирование системы менеджмента качества подразделения.
5. Пример требований при оценке качества поверочных и калибровочных работ исполнителем представлен в таблице 1.

Таблица 1 - Оценка качества работы исполнителей

№ п/п	Наименование требования при выполнении поверочных (калибровочных) работ	Оценка выполнения требований, балл									Общая максимально возможная оценка качества, балл
		Проф.			ГСИ			СМК			
		2	1	0	2	1	0	2	1	0	
1	Соблюдение процедуры приемки СИ на поверку (калибровку)	-	-	-	-	-	-	+	+	+	2
2	Контроль целостности защитного клейма принимаемого на обслуживание прибора, комплектности	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
3	Соблюдение требований к организации рабочего места	+	+	+	+	+	+	+	+	+	6
4	Соблюдение требований к расположению поверяемого СИ	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
5	Наличие документа на методику поверки на рабочем месте поверителя	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
6	Учет требований к условиям проведения поверки требованиям НД	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
7	Соблюдение времени выдержки СИ до принятия параметров окружающей среды (времени прогрева СИ)	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
8	Соблюдение мер безопасности при проведении поверки СИ	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
9	Наличие подтверждающих данных о пригодности к применению эталонов, средств измерений	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
10	Знание конструкции и правил эксплуатации приборов	+	+	+	-	-	-	-	-	-	2
11	Способность заменить недостающее средство поверки прибором с аналогичными метрологическими характеристиками	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
12	Соблюдение установленного межповерочного интервала	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
13	Соблюдение установленного в организации межкалибровочного интервала	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
14	Знание и использование альтернативных стандартных методов измерений	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
15	Правильное написание физических формул, использование допустимых к применению единиц физических величин	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
16	Соблюдение правил представления и округления результатов измерений	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
17	Использование данных протокола о погрешности эталона для достоверной оценки погрешности поверяемого СИ	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
18	Правильное оформление протокола поверки (калибровки) СИ с указанием условий проведения и средств поверки (калибровки)	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
19	Принятие решения о пригодности или непригодности СИ при граничных значениях погрешности измерений (исключение ошибки первого или второго рода)	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
20	Правильное оформление свидетельства о поверке, сертификата о калибровке, извещения о непригодности СИ, Паспорта (РЭ), свидетельства о поверке выпуске СИ из производства	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
21	Соблюдение правил обращения с индивидуальным поверительным клеймом	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
22	Правильная идентификация прибора этикеткой по результатам поверки для внутренних потребителей	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
23	Своевременная регистрация результата поверки СИ в графике поверки	-	-	-	-	-	-	+	+	+	2
24	Соблюдение процедуры регистрации результатов поверки СИ в журнале регистрации голографических наклеек	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
25	Соблюдение процедуры передачи негодного по результатам поверки СИ в ремонт или доработку (при выпуске из производства), изоляции СИ	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4

Продолжение таблицы 1

26	Соблюдение требований к ведению журнала поверителя (калибровщика)	-	-	-	-	-	-	+	+	+	2
27	Знание и использование программного обеспечения при обработке результатов измерений	+	+	+	-	-	-	+	+	+	4
28	Наличие претензий потребителей СИ к качеству поверки (калибровки) СИ за контролируемый период	+	+	+	-	-	-	+	+	+	4
29	Освоение нового средства и (или) нового метода измерений	+	+	+	+	+	+	+	+	+	6

Примечание - Проф. – профессиональные знания и навыки;  
 ГСИ – требования документов ГСИ;  
 СМК – выполнение процедурных требований СМК организации;  
 2 балла – полное выполнение требований;  
 1 балл – частичное выполнение требований;  
 0 баллов – полное невыполнение требований;

6. Значение оценки качества работы одного исполнителя определяется формулой:

$$Z_{нов} = \frac{\sum_{i=1}^n K_{изм}}{\sum_{i=1}^n K_{воз}}, \quad (1)$$

где  $K_{изм}$  – измеренный при проверке результат выполнения каждого требования, баллов;

$K_{воз}$  – максимально возможный результат выполнения каждого требования, баллов.

Среднее значение оценки качества работы лаборатории (подразделения) по видам измерений рассчитывается по формуле:

$$Z_{ср} = \frac{\sum_{i=1}^n Z_{нов}}{n}, \quad (2)$$

где  $Z_{нов}$  – значение оценки качества одного исполнителя по виду измерений,

$n$  – количество исполнителей по одному виду измерений.

7. Оценка качества работы исполнителя проводится в соответствии со шкалой, представленной в таблице 2.

Таблица 2 - Оценка качества работы исполнителя

Суммарный параметр оценки	Оценка работы исполнителя
Более 0,95	Отлично
0,9...0,95	Хорошо
0,85...0,9	Удовлетворительно
Менее 0,85	Неудовлетворительно

8. Руководство МС проводит анализ выявленных несоответствий в работе исполнителей и разрабатывает план и программу переподготовки исполнителей в соответствии с видом и группами средств измерений и назначением ответственных за проведение обучения.

9. Пример анализа качества работы исполнителей может быть представлен таблице 3.

10. Оценка эффективности повышения профессионального и метрологического уровня исполнителя определяется сравнением текущих результатов с предыдущими результатами контроля за установленный руководством МС отчетный период.

11. Пример требований к оценке качества аттестации испытательного оборудования (ИО) представлены в таблице 4.

Таблица 3 - Анализ качества работы исполнителей

Фамилия, имя, отчество поверителя по видам измерений	Значение оценки выполнения требований исполнителем $K_{изм}$ , баллов			Среднее значение оценки выполнения требований подразделениями по видам измерений $K_{сред}$ , баллов			Суммарная оценка качества подразделений по видам измерений $Z_{сум}$
	Проф. $K_{воз}=24$	ГСИ $K_{воз}=46$	СМК $K_{воз}=30$	Проф.	ГСИ	СМК	$Z_{воз} = 1$
<b>Радиоэлектронные измерения</b>							
Поверитель 1	24	37	30	20,7	36,3	26,3	0,83
Поверитель 2	18	32	25				
Поверитель 3	20	40	24				
<b>Измерения электрических величин</b>							
Поверитель 1	23	40	28	21,0	40,6	25,3	0,87
Поверитель 2	22	38	22				
Поверитель 3	18	44	26				
<b>Теплотехнические измерения</b>							
Поверитель 1	22	43	25	21,0	40,0	26,6	0,88
Поверитель 2	18	37	29				
Поверитель 3	23	40	26				
<b>Измерения геометрических величин</b>							
Поверитель 1	22	46	29	20,3	43,6	26,6	0,91
Поверитель 2	20	42	27				
Поверитель 3	19	43	24				

Таблица 4 - Требования к оценке качества аттестации ИО

№ п/п	Наименование требования к качеству аттестации испытательного оборудования	Оценка выполнения требований, балл									Общая максимально возможная оценка качества, балл
		Проф.			ГСИ			СМК			
		2	1	0	2	1	0	2	1	0	
1	Соблюдение графика аттестации испытательного оборудования	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
2	Соблюдение периодичности аттестации испытательного оборудования	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
3	Наличие полного комплекта документов: утвержденной программы и методики аттестации, эксплуатационной документации на аттестуемое ИО	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
4	Знание конструкции и правил эксплуатации встроенных приборов в ИО	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
5	Соблюдение требований безопасности перед началом проведения аттестации	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
6	Наличие документа, подтверждающего допуск исполнителя к выполнению работ повышенной опасности	+	+	+	-	-	-	-	-	-	2
7	Соответствие условий проведения аттестации требованиям НД	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
8	Наличие документов, подтверждающих пригодность к применению средств аттестации	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
9	Соблюдение требований методики и аттестации к полноте и последовательности операций аттестации	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
10	Правильное составление структурных схем при определении точностных характеристик испытательного оборудования	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
11	Правильное написание физических формул, использование допустимых к применению единиц физических величин	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2

Продолжение таблицы 4

12	Наличие регистрируемых данных аттестации ИО (диаграмм)	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
13	Правильная оценка погрешностей измерений при обработке диаграмм и результатов измерений	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
14	Знание и использование программного обеспечения при обработке результатов измерений	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
15	Освоение вновь вводимого испытательного оборудования	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
16	Освоение НД на методику аттестации ИО	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
17	Правильное оформление протокола аттестации в соответствии с ГОСТ Р 8.568	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
18	Соответствие приложений к протоколу аттестации, содержащих расчеты результатов измерений, требованиям методики аттестации	-	-	-	+	+	+	-	-	-	2
19	Соблюдение правил представления и округления результатов измерений	+	+	+	+	+	+	-	-	-	4
20	Правильное оформление аттестата испытательного оборудования (подпись исполнителя, дата аттестации)	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
21	Правильная идентификация испытательного оборудования этикеткой об аттестации	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4
22	Регистрация результатов аттестации в графике аттестации испытательного оборудования	-	-	-	+	+	+	+	+	+	4

12. Рассчитывается значение оценки качества работы исполнителей при аттестации испытательного оборудования.

13. По результатам оценки качества работы исполнителей руководство метрологической службы выявляет слабые места в знаниях работников, планирует и проводит обучение в метрологической службе, вносит предложение высшему руководству организации для обучения специалистов на тематических семинарах, получения дополнительного образования.

Предложенный методологический подход к оцениванию качества выполнения работ по метрологическому обеспечению позволяет повысить результативность данного процесса в рамках системы менеджмента качества организации, своевременно выявить несоответствия метрологических процессов и провести необходимые корректирующие и предупреждающие действия, что, в свою очередь, приведет к улучшению качества выпускаемой продукции посредством обеспечения достоверности результатов измерений, испытаний и контроля.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федеральный закон «Об обеспечении единства измерений» от 26 июня 2008 г. № 102.
2. ГОСТ Р ИСО/МЭК 17025-2006 Общие требования к компетентности испытательных и калибровочных лабораторий.
3. ГОСТ Р ИСО 9001-2001 (9001-2008) Системы менеджмента качества. Требования.

**Наталья Петровна Золотухина**  
 ОАО «Курский завод «Маяк»,  
 г. Курск  
 Заместитель главного метролога  
 Тел. 89202548932  
 E-mail: [ivakhnenko2002@mail.ru](mailto:ivakhnenko2002@mail.ru)

**Александр Геннадьевич Ивахненко**  
 Юго-Западный государственный университет, г. Курск  
 Доктор технических наук, профессор,  
 профессор кафедры «Управление качеством, метрология и сертификация»  
 Тел. 89103137920  
 E-mail: [ivakhnenko2002@mail.ru](mailto:ivakhnenko2002@mail.ru)

**Александр Николаевич Прокофьев**  
 Брянский государственный технический университет, г. Брянск  
 Доктор технических наук, зав. кафедрой «Технология машиностроения», доцент  
 Тел. (0832) 68-89-61  
 E-mail: [prokofyev@tu-bryansk.ru](mailto:prokofyev@tu-bryansk.ru)

N.P. ZOLOTUHINA, A.G. IVAHNENKO, A.N. PROKOFYEV

**METROLOGICAL MAINTENANCE WORKS QUALITY ESTIMATION IN A SYSTEM OF INSTRUMENT-MAKING ENTERPRISE QUALITY MANAGEMENT**

*The methodological approach to estimation of quality of works on metrological assurance in quality management system of the industrial instrument-making is considered.*

*Ключевые слова: Metrological maintenance, quality management, the instrument-making enterprise*

**BIBLIOGRAPHY**

1. The federal law «About maintenance of unity of measurements» from June, 26th 2008 y. № 102.
2. State standart R ISO/MEK 17025-2006 The general requirements to competence test and gauging laboratories.
3. State standart R ISO 9001-2001 (9001-2008) Quality management systems. Requirements.

**Natalia Petrovna Zolotuhina**  
Open Society «Kursk factory" Mayak", Kursk  
The assistant to the main metrologist  
Tel. 89202548932  
E-mail: [ivakhnenko2002@mail.ru](mailto:ivakhnenko2002@mail.ru)

**Alexandr Gennadevich Ivahnenko**  
Southwest state university, Kursk  
Dr.Sci.Tech., professor, professor of chair «Quality management, metrology and certification»  
Tel. 89103137920  
E-mail: [ivakhnenko2002@mail.ru](mailto:ivakhnenko2002@mail.ru)

**Alexandr Nikolaevich Prokofiev**  
Bryansk state technical university, Bryansk  
Dr.Sci.Tech., a head of chair «Technology of a mashino-structure», the senior lecturer  
Tel.(0832)68-89-61  
E-mail: [prokofye@tu-bryansk.ru](mailto:prokofye@tu-bryansk.ru)

УДК 331.344.2:[677.017.56:536.4

А.В. АБРАМОВ, М.В. РОДИЧЕВА

## **АНАЛИЗ КРИВЫХ КИНЕТИКИ И ТЕРМОГРАММ СУШКИ ВЛАЖНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ОДЕЖДЫ**

*Кривые кинетики и термограммы сушки являются важным инструментами при теоретических исследованиях процессов переноса тепла и влаги в капиллярно-пористых коллоидных телах. На их основе авторами предложен метод оценки показателей теплообмена в биотехнической системе «человек - одежда - окружающая среда». Данные получены в рамках грант РФФИ № 09-08-97557 на проект "Моделирование процессов тепло - и массообмена в биотехнической системе "Человек – одежда - окружающая среда".*

**Ключевые слова:** кривые кинетики сушки, термограммы сушки, теплообмен.

Оценка интенсивности процессов тепло и массопереноса в процессе сушке капиллярно-пористых коллоидных тел является самостоятельной сложной задачей. Результаты ее решений используются при выборе режимов сушки различных тел, при обосновании параметров различных технологических процессов химических и пищевых производств, проектировании теплообменных аппаратов и при решении других задач. В большинстве случаев, результатами теоретических исследований являются значения теплофизических свойств в каждый момент времени и значения плотности теплового потока через их структуру исследуемого тела в различные моменты времени. Однако, используемые теоретические методы предполагают следующие допущения:

- геометрически исследуемое тело должна быть простым, лучше линейным;
- процесс подвода тепла к телу является стационарным и достаточно медленным;
- тело является изотропным.

При решении ряда задач, эти допущения являются неприемлемыми. Например, при исследовании процессов теплообмена в биотехнической системе «человек - одежда - окружающая среда», слой пакета одежды представлены цилиндрическими оболочками, характеристики которых могут значительно отличаются друг от друга. При взаимодействии человека с окружающей средой через пакет одежды, режимы переноса тепла являются квазистационарным и могут быть достаточно интенсивными. Как видно, в ряде этих случаев, могут нарушаться все требования традиционных теоретических методов.

В рамках теории сушки предложен инструментарий для проведения качественной оценки взаимосвязи процессов переноса тепла и влаги в структур капиллярно-пористых коллоидных тел. Как известно, характер протекающих процессов определяется формой связи влаги с телом. Для анализа форм связи используются кривые кинетики сушки, которые содержат несколько критических точек (рисунок 1). Первая и вторая характеризует содержание в теле стыковой и поровой влаги (участки а, б); третья (участок в) - влаги микропор; четвертая (участок г) - влаги полимолекулярной адсорбции; пятая (участок д и ниже) - мономолекулярной адсорбции.

Поровая и стыковая влага является свободной. Тепловая энергия, необходимая для ее испарения равна энергии фазовых переходов (1):

$$r = 2500 - 2,38 \cdot t_{ж} \quad (1)$$

где:  $r$  - удельная теплота испарения, кДж/кг;  $t_{ж}$  - температура жидкости, °С.

Влага микропор, мономолекулярной и полимолекулярной адсорбции является связанной. Дополнительное количество тепловой энергии, необходимой для ее испарения тратиться на разрыв связей влаги с сухим скелетом (2):

$$\frac{dA}{d\Omega} = \sigma_{32} - \sigma_{31} - \sigma_{12} \quad (2)$$

где:  $\sigma_{12}$  - поверхностное натяжение на границе «жидкость-воздух», эрг/см<sup>2</sup>;  $\sigma_{31}$  - поверхностное натяжение на границе «твердое тело - жидкость», эрг/см<sup>2</sup>;  $\sigma_{32}$  - поверхностное натяжение на границе «твердое тело - воздух», эрг/см<sup>2</sup>.

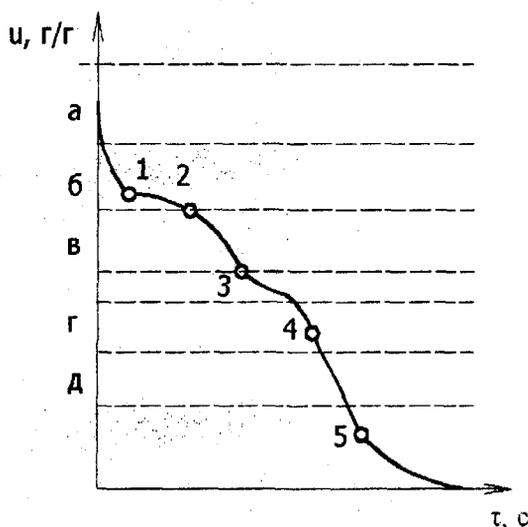


Рисунок 1 – Типичная кривая кинетики сушки капиллярно-пористых коллоидных тел

Из-за сложности системы «тело - влага» и протекающих процессов теплообмена, теоретическое исследование процессов переноса свободной и связанной влаги в капиллярно-пористом теле затруднено.

Качественная оценка показателей процессов теплообмена, основана на методах экспериментального исследования кривых кинетики и термограмм сушки. Методы этой оценки получили широкое распространение в науке и промышленности. Однако, большая их часть применима к исследованию стационарных процессов сушки сыпучих материалов равномерно распределенных на плоской нагретой пластине. Из-за несоответствия геометрии пластины цилиндрической аппроксимации тела человека и элементов одежды, общепринятые методы анализа кривых кинетики сушки не могут быть использованы при исследовании процессов теплообмена в биотехнической системе «человек - одежда - окружающая среда».

Указанный недостаток может быть устранен при использовании экспериментального комплекса для исследования квазистационарных процессов тепло- и массообмена в биотехнической системе «человек - одежда - окружающая среда» [3]. Для этого, из исследуемого материала выполняется цилиндрический элемент одежды длиной 1 м и внутренним диаметром 0,12 м (рисунок 2 а).

Элемент разбивается по высоте на три сектора. В основании каждого из них, намечаются элементарные пробы, размером 30×30 мм (например, 2, рисунок 3, а). Пробы надрезаются с трех сторон. Элемент одежды (позиция 3, рисунок 2, б) размещается на рабочем теле биотехнического эмулятора (позиция 4, рисунок 2, б). Элементарные пробы закрепляются фиксажным кольцом из хлопчатобумажной нити (позиция 5, рисунок 2, б), длина которой равна длине окружности испытуемого образца. Это обеспечивает прилегание образцов к пакету без изменения сил натяжения в пакете.

Эмулятор выводится на рабочий режим, посредством подогрева рабочего объема за счет ТЭНа (позиция 6, рисунок 2) до необходимой разности температур между рабочей поверхностью и окружающей средой ( $\Delta t$ ).

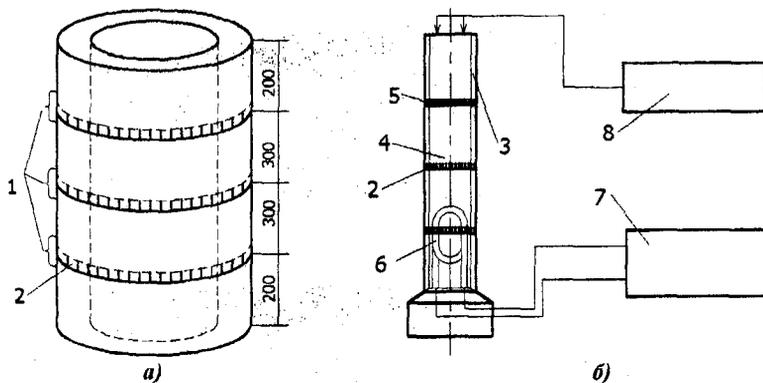


Рисунок 2 – Схема экспериментальных исследований  
(а - схема расположения элементарных образцов на пакете; б - схема проведения опыта)

В рассматриваемом случае, исследования проводились на рабочем режиме  $\Delta t=20^{\circ}\text{C}$ , что характерно для условий субнормальных температур.

Заданный режим работы эмулятора поддерживается посредством импульсной подачи питания на ТЭН. Измерительный комплекс снабжен автоматизированной системой (позиция 7, рисунок 2), которая поддерживает заданную температуру и, одновременно измеряет: время подачи импульса ( $\tau_1$ ), время между повторными включениями ТЭНа ( $\tau_2$ ), величину напряжения ( $U$ ) на ТЭНе и его электрическое сопротивление ( $R$ ). По этим показателям, а также по известному значению площади рабочей поверхности эмулятора ( $F_{\text{пов}}$ ), может быть рассчитана плотность теплового потока с рабочей поверхности (3):

$$q = \frac{U^2 \cdot I \cdot \tau_1}{R \cdot \tau_2 \cdot F_{\text{пов}}} \quad (3)$$

После выхода на рабочий режим включается система подачи и распределения воды (позиция 8, рисунок 2, б), что позволяет равномерно увлажнить исследуемый пакет одежды. В зависимости от вида материала и комплектации пакета время увлажнения составляет 40-120 минут.

Спустя 30-100 минут с начал увлажнения производится отбор серии проб. Для этого, с каждого из трех секторов отрезается по одной пробе, которые извлекаются пинцетом из-под фиксажной нити и помещаются в герметично закрывающиеся пакеты из полиэтилена, размеры которого сопоставимы с размером пробы. Масса пакета ( $m_{\text{пак}}$ ) заранее определена с точностью 0,001г. Промежуток между отборами серии проб - 120-300 с.

После двух серий, подача воды прекращается. Во время сушки, через равные промежутки времени проводится повторные отборы проб до полного высыхания пакета. Полученные взвешиваются с точностью до 0,001 г ( $m_{\text{влаж}}$ ).

На следующем этапе исследований, определяется масса сухого образца. Для этого, согласно ГОСТ 3816-81, образцы извлекаются из пакетов и выдерживаются в сушильном шкафу при температуре  $107 \pm 2^{\circ}\text{C}$  в течении 1,5 часов. Пакеты сушатся отдельно, - потоком воздуха со следующими параметрами:  $\phi=0 \pm 5\%$ ;  $v=1$  м/с;  $t=20 \pm 1^{\circ}\text{C}$  также в течении 1,5 часов. По истечению времени, образцы возвращаются в пакеты и взвешиваются повторно ( $m_{\text{сух}}$ ). По полученным значениям рассчитывается влагосодержание элементарный образцов.

$$u = \frac{(m_{\text{влаж}} - m_{\text{пак}}) - (m_{\text{сух}} - m_{\text{пак}})}{(m_{\text{сух}} - m_{\text{пак}})} \quad (4)$$

Влагосодержание исследуемого материала принимается равным среднему значению между значениями влагосодержания, определенному по трем высотам.

С помощью предложенного метода, авторами проведены исследования на примере четырех образцов:

№ 1: ткань полотняного переплетения толщиной 0,2 мм; нити: пряжа хлопчатобумажная;

№ 2: полотно трикотажное толщиной 1,1 мм; переплетение рисунчатое кулирное; нити комплексные полиэфирные;

№ 3: ткань саржевого переплетения, толщиной 0,42 мм; нити пряжа льняная;

№ 4: ватин холстопрощивной, толщиной 2,7 мм; нити: пряжа шерстяная (80 %); комплексные полиэфирные (20 %).

Полученные результаты приведены на рисунке 3 и в таблице 1.

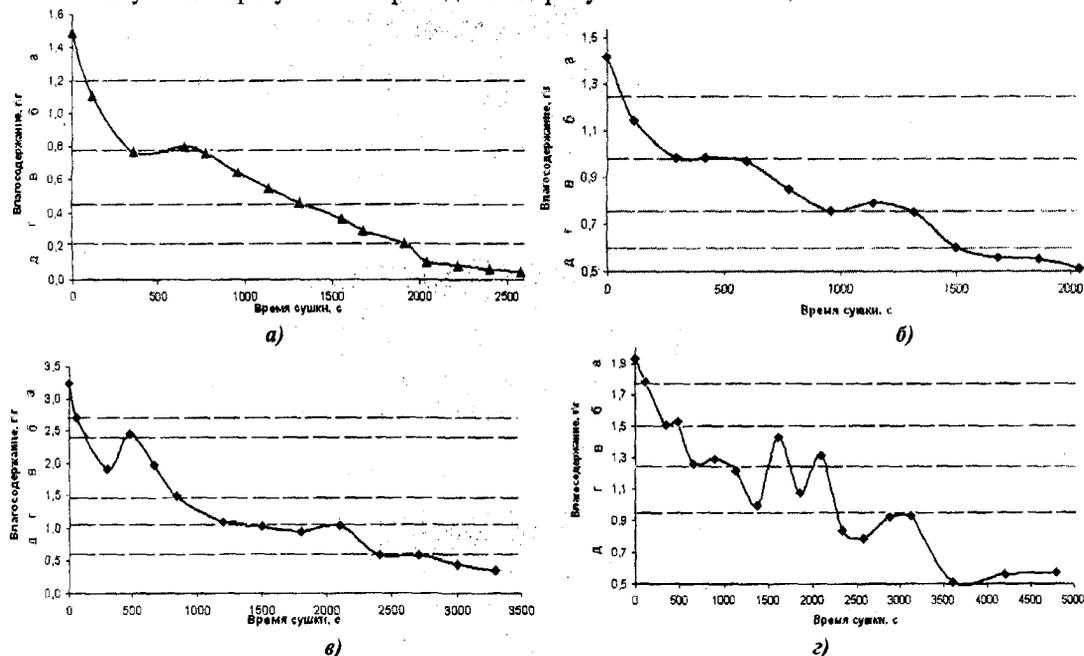


Рисунок 3 – Кривые кинетики сушки тканей с различными структурными показателями (а - 1-ый образец; б - 2-ой образец; в - 3-ий образец; г - 4-ый образец)

Как видно, образцы №1 и 2 характеризуются большим объемом свободной влаги в сравнении с образцами 3 и 4 (соответственно 47 % и 31 %). Поэтому, можно ожидать, что эти образцы будут сохнуть быстрее. Однако, во влажном состоянии, образцы 1 и 2 будут способствовать более высокой теплоотдаче с рабочей поверхности эмульгатора, чем образцы 3 и 4, потому что свободная влага имеет меньшее суммарное тепловое сопротивление, чем связанная.

Таблица 1. Доля различных видов влаги во влагосодержании материалов различной природы и структурных характеристики

Вид влаги	Форма связи	% влагосодержания (по номеру образца)			
		1	2	3	4
Поровая	Свободная	13	9,8	16,6	7,9
Стыковая		34	21	7,7	15,6
Микрокапиллярная	Физико-механическая	23	16	44,2	16,4
Мономолекулярной адс.	Физико-химическая	30	53	31	60,2

Для качественной оценки взаимосвязи процессов тепломассобмена, могут быть использованы термограммы сушки, которые показывают взаимосвязь между влагосодержанием и температурой материала (рисунок 4, а).

По этим показателям может быть оценена динамика теплопередачи через влажный слой. Термограмма содержит три критические точки: первую ( $W_{к1}$ ), вторую ( $W_{к2}$ ) и точку равновесного влагосодержания ( $W_{рав}$ ).

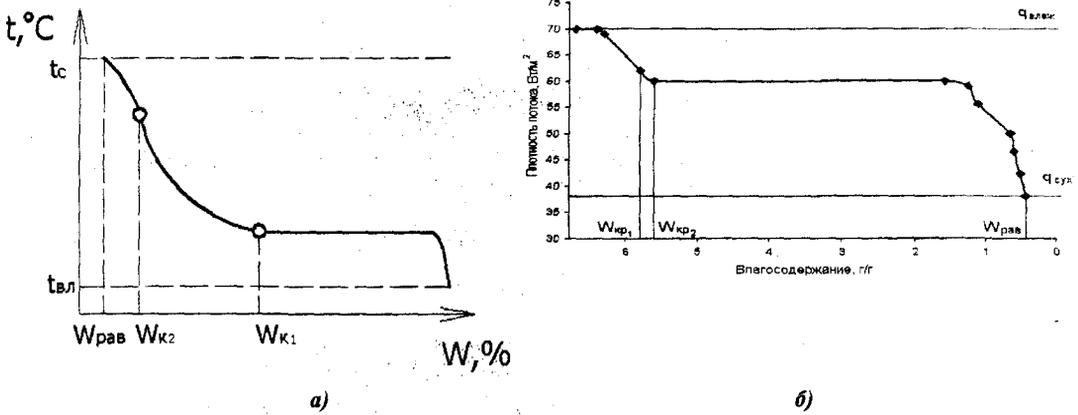


Рисунок 4 – Термограмма сушки капиллярно-пористых коллоидных тел

Период удаления из тел свободной влаги (до достижения первой критической точки) характеризуется низкой температурой материала, которая близка к температуре смоченного термометра. Период удаления физико-механической влаги (между первой до второй критическими точками) характеризуется постепенным возрастанием температуры материала, пропорционально его обезвоживанию. Период удаления физико-химической влаги (между второй критической точкой и равновесным влагосодержанием) характеризуется замедлением роста температуры. В точке  $W_{рав}$ , значение температуры равно температуре сухого термометра, процесс сушки прекращается.

Применение термограмм сушки для анализа процессов тепло- массообмена в биотехнической системе «человек - одежда - окружающая среда» также ограничено. Это связано с тем, что процессы тепломассообмена в этом случае, являются квазистационарными и характеризуются плотностью теплового потока ( $q$ , Вт) а не температурой. Для построения термограмм сушки с величины  $q$ , необходимы единомоментные замеры  $q$  и  $u$ , что позволяет обеспечить разработанная методика.

На рисунке 3, б представлена термограмма сушки, построенная по результатам исследований, полученных авторами с помощью представленной методике на основе пакета одежды, состоящего из 3-х слоев:

- бельевого: полотно трикотажное, переплетение: кулирная гладь, из хлопчатобумажных (80 %) и полиэфирных (20 %) волокон;
- трикотажного: полотно трикотажное, рисунчатого кулирного переплетения из шерстяных (80 %) и полиэфирных (20 %) волокон;
- верхнего: ткань полотняного переплетения из льняной пряжи (100 %).

Как видно из графика, при испарении свободной влаги, плотность теплового потока с рабочей поверхности эмулятора через исследуемый пакет составляет около 70 Вт/м<sup>2</sup>. При полном удалении физико-механической влаги, плотность теплового потока уменьшается до 60 Вт/м<sup>2</sup>, то есть на 14 %. Продолжительность периода удаления физико-химической влаги мала. За это время, плотность потока уменьшается еще на 5 %.

Удаление из тела связанной влаги приводит к резкому падению плотности теплового потока через пакет одежды, до 37 Вт/м<sup>2</sup>, или на 53 % относительно начального состояния материала.

Как видно, предложенный авторами метод является эффективным инструментом для построения кривых кинетики и термограммы сушки, которые дают возможность качественно

оценить интенсивность процессов тепломассообмена в системе «человек - одежда - окружающая среда».

Полученные данные могут быть применимы на этапе проектирования образцов специальной одежды для защиты от холода в условиях субномарльных температур, а также на этапе оценки тепловых состояний человека при увлажнении одежды.

*Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).*

## ЛИТЕРАТУРА

1. Кошеев, В.С. Физиология и гигиена индивидуальной защиты человека от холода [Текст] / В.С. Кошеев // М: Медицина, 1981. – 188 с.
2. Лыков, А.В. Теория сушки [Текст] / А.В. Лыков // М.: Знамя, 1968г. – 472 с.
3. Родичева, М.В. Моделирование процессов тепломассообмена в биотехнической системе «человек - одежда - окружающая среда» [Текст] / М.В. Родичева, А.В. Абрамов, А.В. Уваров // Швейная промышленность. - №6. – 2009. - С. 38-40.

**Антон Вячеславович Абрамов**

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Охрана труда и окружающей среды»  
Госуниверситет - УНПК, г. Орел  
Телефон (4862) 76-14-39  
E-mail: [bgdgtu@mail.ru](mailto:bgdgtu@mail.ru)

**Мargarita Всеволодовна Родичева**

Кандидат технических наук, доцент, заведующий кафедрой «Технология и конструирование швейных изделий»  
Госуниверситет - УНПК, г. Орел  
Телефон (4862) 55-11-20  
E-mail: [tikshi@ostu.ru](mailto:tikshi@ostu.ru)

A.V. ABRAMOV, M.V. RODICHEVA

## THE ANALYSIS OF THE CURVES OF KINETICS AND XRD DRYING OF DAMP MATERIALS FOR CLOTHES

*Curves of kinetics and thermograms drying are important tools in theoretical studies of the processes of drying of capillary-porous colloidal tel. The authors of the method of evaluation indicators of heat and mass transfer in the biotechnical system "man - clothing - environment" on the basis of the curves of kinetics and when drying. The study was conducted under the grant RFBR № 09-08-97557 of the project "Modeling of heat- and mass transfer in biotech system 'Man - clothing - environment'".*

*Key words: curves of drying kinetics of, thermograms drying, heat-mass-exchange.*

## BIBLIOGRAPHY

- [1] Koscheev, V.S. Physiology and hygiene of individual protection from cold [Text] / V.S. Koscheev. - M.: Medicine, 1981 – 188 p.
- [2] Lykov, A.V. Theory of drying [Text] / A.V. Lykov. - M.: Moscow - The Banner, 1968 - 472p.
- [3] Rodicheva, M.V. Modeling heat - and mass transfer proccesses in the biotech system "Man - clothing - environment" [Text] / M.V. Rodicheva, A.V. Abramov, A.V. Uvarov // Clothing Industry - №6. – 2009. - Pp.38-40.

**Anton Vyatcheslavovich Abramov**

Ph. D., lecturer of the department "Protection of Health and the Environment"  
State University - ESPC, Orel  
Phone (4862)76-14-39  
E-mail: [Ant-lin88@mail.ru](mailto:Ant-lin88@mail.ru)

**Margarita Vsevolodovna Rodicheva**

Ph. D., head of department "Technology and design clothing"  
State University - ESPC, Orel  
Phone (4862)55-11-20  
E-mail: [Ral@orel.ru](mailto:Ral@orel.ru)

Г.Д. ГУЩИНА, А.А. ЧЕРЕПЕНЬКО, А.П. ЧЕРЕПЕНЬКО

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПРОПАРИВАНИЯ ПОЛУФАБРИКАТА ПРИ ВНУТРИПРОЦЕССНОЙ ВЛАЖНО-ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКЕ

*В статье представлена оптимизация температурных и временных параметров технологического процесса пропаривания полуфабриката.*

*Ключевые слова:* влажно-тепловая обработка деталей швейных изделий, пропаривание.

В работах [1,2] представлены теоретические математические модели, позволяющие определить тепловые параметры внутрипроцессной влажно-тепловой обработки (ВТО).

Однако представляется актуальной экспериментальная проверка адекватности результатов, а также оптимизации температурных и временных параметров процесса пропаривания полуфабриката.

Объектом исследований принят трехслойный пакет тканей, как наиболее часто используемый в швейном изделии. В процессе экспериментальных исследований испытывались пакеты из 38 тканей с различным содержанием искусственных и синтетических волокон, что позволило выбрать оптимальный вариант их сочетания.

Пакет тканей исследуемого полуфабриката включал: ткань камвольную, арт. 218 (шерсть 55 %, полиэстер 45 %); ткань прокладочная с регулярным клеевым точечным покрытием, арт. 86040 (лавсан 67 %, вискоза 33 %, клеевой порошок П548); ткань подкладочная, арт. 2С2КВ, ГОСТ 20272-83 (вискоза 100 %).

Экспериментальные исследования проводились на стенде, включающем установку для ВТО, подключенную к централизованным магистралям: пневматической с рабочим давлением – 0,6 МПа; паровой с максимальным рабочим давлением до 0,6 МПа; вакуумной, обеспечивающей разрежение не менее 49 Па и производительность  $0,11 \text{ м}^3/(\text{с} \cdot \text{м}^2)$ .

Предложенный стенд позволяет моделировать с достаточной точностью процесс ВТО и проводить экспериментальные исследования процессов теплового воздействия на основные конструктивные элементы одежды.

Для конкретизации технологических параметров ВТО проведены экспериментальные исследования процесса пропаривания полуфабриката технологическим паром с температурой  $T_{\text{пара}} \geq 135^\circ\text{C}$ . В результате исследований определены значения температуры на различных толщинах при заданной длительности пропаривания полуфабриката.

Результаты исследований, обработанные методом наименьших квадратов на ПК, позволили получить уравнения регрессии в виде полиномов четвертой степени:

$$1. \text{ при } t = 0,0 \text{ сек;} \\ T = 20,00 + 0,007 \cdot b - 0,32 \cdot b^2 + 0,042 \cdot b^3 - 0,017 \cdot b^4; \quad (1)$$

$$2. \text{ при } t = 2,0 \text{ сек;} \\ T = 87,00 - 35,81 \cdot b + 54,060 \cdot b^2 - 46,154 \cdot b^3 + 15,374 \cdot b^4; \quad (2)$$

$$3. \text{ при } t = 4,0 \text{ сек;} \\ T = 118,00 - 30,517 \cdot b - 9,424 \cdot b^2 + 43,426 \cdot b^3 - 20,668 \cdot b^4; \quad (3)$$

$$4. \text{ при } t = 6,0 \text{ сек;} \\ T = 133,00 - 61,627 \cdot b + 117,417 \cdot b^2 - 129,393 \cdot b^3 + 51,342 \cdot b^4 \quad (4)$$

$$5. \text{ при } t = 8,0 \text{ сек;} \\ T = 140,00 - 41,621 \cdot b + 11,841 \cdot b^2 + 18,777 \cdot b^3 - 10,393 \cdot b^4; \quad (5)$$

Используя уравнения (1)...(5) для наглядности построены графики, представленные на рисунке 1.

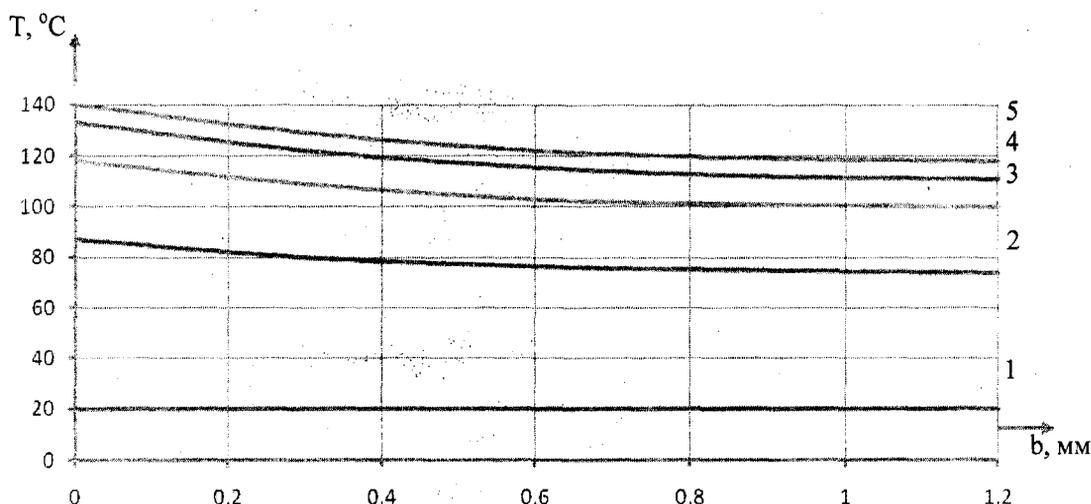


Рисунок 1 — Распределение температуры по толщине пакета тканей при пропаривании полуфабриката: 1— до пропаривания; 2...5 — через 2, 4, 6, 8 секунд пропаривания

Из рисунка 1 видно, что после укладки полуфабриката ( $b = 1,2$  мм) на нижнюю подушку (температура пакета ткани  $T_{\text{п тк}} = 20^\circ\text{C}$ ) производится пропаривание со стороны ткани камвольной в течение 8 секунд для перевода волокон тканей в высокоэластическое состояние ( $T_{\text{пара}} = 140^\circ\text{C}$ ).

Через 2 секунды пропаривания температура на лицевой поверхности ткани камвольной ( $b = 0$ ) составляет  $87^\circ\text{C}$ . На толщине  $b = 0,3$  —  $80^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,6$  —  $77^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,9$  —  $75^\circ\text{C}$ ;  $b = 1,2$  —  $74^\circ\text{C}$ .

Через 4 секунды пропаривания температура на лицевой поверхности  $b = 0$  —  $118^\circ\text{C}$ , а на толщинах:  $b = 0,3$  —  $109^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,6$  —  $103^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,9$  —  $101^\circ\text{C}$ ;  $b = 1,2$  —  $100^\circ\text{C}$ .

Через 6 секунд пропаривания температура на лицевой поверхности  $b = 0$  —  $133^\circ\text{C}$ , а на толщинах:  $b = 0,3$  —  $122^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,6$  —  $117^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,9$  —  $112^\circ\text{C}$ ;  $b = 1,2$  —  $111^\circ\text{C}$ .

Через 8 секунд пропаривания температура на лицевой поверхности  $b = 0$  —  $140^\circ\text{C}$ , а на толщинах:  $b = 0,3$  —  $129^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,6$  —  $122^\circ\text{C}$ ;  $b = 0,9$  —  $119^\circ\text{C}$ ;  $b = 1,2$  —  $118^\circ\text{C}$ .

При этом значения температур на толщинах пакета тканей:  $b = 0,7$  мм в зоне контакта камвольной и прокладочной тканей равны показателям при  $b = 0,6$  мм;  $b = 1,0$  мм в зоне контакта прокладочной и подкладочной тканей равны показателям при  $b = 0,9$  мм.

Кроме того обработка экспериментальных данных температуры и длительности пропаривания на заданных толщинах полуфабриката позволила получить соответствующие уравнения регрессии:

- при  $b = 0$   

$$T = 20,00 + 47,33 \cdot t - 8,376 \cdot t^2 + 0,792 \cdot t^3 - 0,031 \cdot t^4; \quad (6)$$

- при  $b = 0,3$   

$$T = 20,00 - 40,88 \cdot t - 6,324 \cdot t^2 + 0,469 \cdot t^3 - 0,013 \cdot t^4; \quad (7)$$

- при  $b = 0,6$   

$$T = 20,00 + 41,42 \cdot t - 8,084 \cdot t^2 + 0,896 \cdot t^3 - 0,042 \cdot t^4; \quad (8)$$

- при  $b = 0,9$   

$$T = 20,00 + 87,46 \cdot t - 5,720 \cdot t^2 + 0,386 \cdot t^3 - 0,008 \cdot t^4; \quad (9)$$

- при  $b = 1,2$   

$$T = 20,00 + 36,42 \cdot t - 5,355 \cdot t^2 + 0,333 \cdot t^3 - 0,005 \cdot t^4; \quad (10)$$

Используя уравнения (6)...(10) для наглядности построены графики, представленные на рисунке 2.

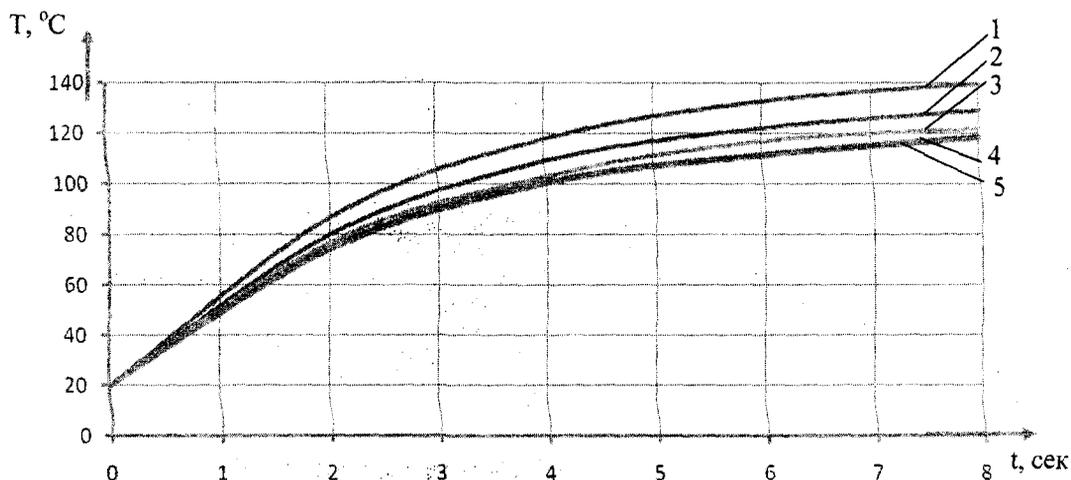


Рисунок 2 — Распределение температуры во времени по толщинам пакета тканей при пропаривании полуфабриката: 1— на лицевой части; 2...5 — на соответствующих толщинах — 0,3; 0,6; 0,9; 1,2 мм

Статья подготовлена по материалам доклада, представленного на XV международной научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы техники и технологии - ТЕХНОЛОГИЯ-2012» (г. Орел, Госуниверситет - УНПК, 5 - 8 июня 2012 года).

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гушина, Г.Д. Математическая модель увлажнения и нагрева полуфабриката при влажно-тепловой обработке деталей швейных изделий [Текст] / Г.Д. Гушина, А.П. Черепенько, А.А. Черепенько // Швейная промышленность. – 2011. - №1.

2. Гушина, Г.Д. Математическая модель состояния тепловых процессов на второй и третьей стадиях влажно-тепловой обработки деталей швейных изделий [Текст] / Г.Д. Гушина, А.П. Черепенько, А.А. Черепенько / Швейная промышленность. – 2011. - №2.

**Гушина Галина Дмитриевна**  
Государственный университет –  
учебно-научно-  
производственный комплекс  
Старший преподаватель кафедры  
«Технология и конструирование  
швейных изделий»  
Тел.: (4862) 55-11-20  
E-mail: [tjkshi@ostu.ru](mailto:tjkshi@ostu.ru)

**Черепенько Аркадий Анатольевич**  
Государственный университет –  
учебно-научно-производственный  
комплекс  
Кандидат технических наук  
Доцент кафедры «Технология маши-  
ностроения и конструкторско-  
технологическая информатика»  
Тел.: +7 (4862)54-1503  
E-mail: [arkan@nxt.ru](mailto:arkan@nxt.ru)

**Черепенько Анатолий Павлович**  
Орловский государственный уни-  
верситет  
Доктор технических наук, профес-  
сор кафедры «Художественное  
проектирование швейных изделий»  
Тел.: +7 (4862)54-1503  
E-mail: [arkan-68@mail.ru](mailto:arkan-68@mail.ru)

G.D. GUSCHINA, A.A. CHEREPENKO, A.P. CHEREPENKO

**EXPERIMENTAL RESEARCHES OF PROCESS OF THE STEAMING  
OF THE SEMI-FINISHED PRODUCT AT INTRAPROCESS DAMP-  
THERMAL PROCESSING**

*In article optimization of temperature and time parameters of technological process of a steaming of a semi-finished product is presented.*

*Keywords: damp-thermal processing of details of garments, a steaming.*

**BIBLIOGRAPHY**

[1] Guschina G.D. Mathematical model of humidifying and semifinished product heating at damp-thermal processing of details of garments G.D.Guschina, A.P.Cherepenko, A.A.Cherepenko's [text] / Clothing industry №1 - 2011

[2] Guschina G.D. Mathematical model of thermal processescondition at the second and third stages of garments details damp-thermal processing [text] G.D.Guschin, A.P.Cherepenko, A.A.Cherepenko's/ Clothing industry №2 - 2011

**Guschina Galina Dmitrievna**

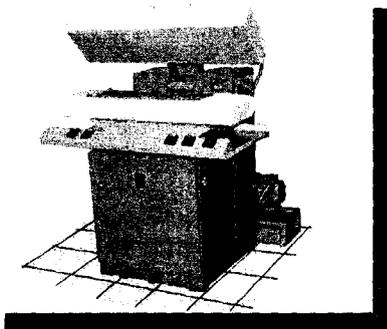
The state university – an educarional-research-and-production complex  
The senior teacher of chair «Technology and designing of garments»  
Tel.: (4862) 55-11-20  
E-mail: [tikshi@ostu.ru](mailto:tikshi@ostu.ru)

**Cherepenko Arcadyi Anatolevich**

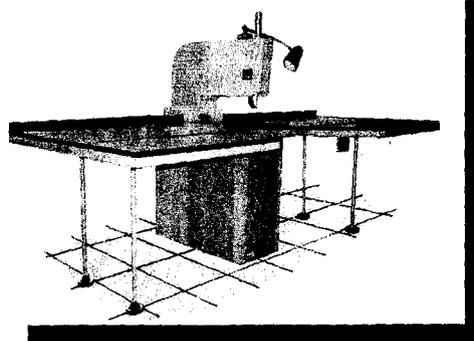
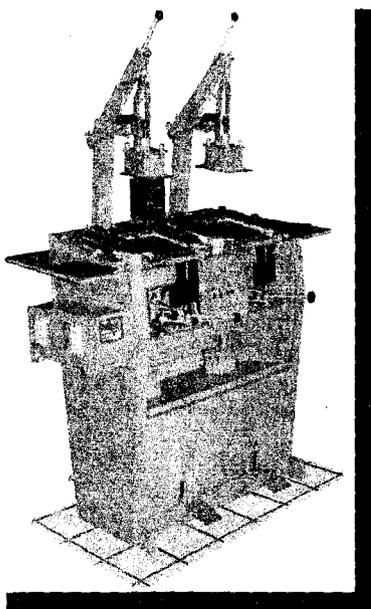
The state university – an educarional-research-and-production complex  
Cand.Tech.Sci.  
The senior lecturer of chair «Technology ma-shinostroenija and konstruktorsko-technological computer science»  
Tel.: +7 (4862)54-1503  
E-mail: [arkan@nxt.ru](mailto:arkan@nxt.ru)

**Cherepenko Anatolyi Pavlovich**

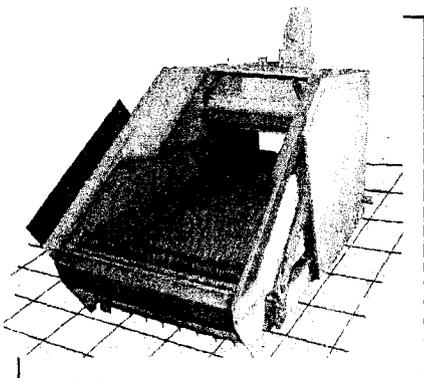
Orel State University  
Dr.Sci.Tech., the chair professional EC-rubbish «Art designing of garments»  
Tel.: +7 (4862)54-1503  
E-mail: [arkan-68@mail.ru](mailto:arkan-68@mail.ru)



**Учебно-исследовательский  
проектно-конструкторский  
центр «НИИ Легмаш»  
ТИ Госуниверситет - УНПК  
производит**



**научно-инновационную  
и производственную продукцию  
для предприятий  
легкой промышленности,  
коммунального хозяйства,  
пищевой промышленности,  
машиностроительного  
производства**



**302030, г. Орел, ул. Московская, 34  
Тел. (4862)55-55-24, 55-55-53  
E-mail: [tiorelgtu@gmail.com](mailto:tiorelgtu@gmail.com)**