

**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.  
**Попова Л.В.** д-р экон. наук, проф.  
**Степанов Ю.С.** д-р техн. наук, проф.

**Редколлегия**

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.  
**Зубчанинов 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 техн. наук, проф.  
**Малинин 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**

**Григорьева О.Ю.**

**Адрес редакции**

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

Зарег. в Федеральной службе по надзору в сфере связи и массовых коммуникаций. Свидетельство: ПИ № ФС77-35719 от 24 марта 2009 года

Подписной индекс **29504** по объединенному каталогу «Пресса России»

© ОрелГТУ, 2011

## Содержание

### Естественные науки

<i>Рустамов Б.Э.</i> Моделирование взаимодействия трещиновидных полостей, внутри которых течет газ.....	3
<i>Корнев Л.П., Александров М.В.</i> Анализ контактного взаимодействия отливки и формы. Тепловая задача.....	10
<i>Мамедова К.С.</i> Обратная периодическая задача теории упругости для составного тела, армированного однонаправленными волокнами.....	16
<i>Марков О.И.</i> Компьютерное моделирование термоэлектрических преобразователей.....	20

### Моделирование технологических процессов

<i>Вятков В.В., Ковалева Н.Н., Тоцаков А.М.</i> Исследование влияния выдува на корытце профиля на аэродинамическую эффективность сопловых аппаратов газовых турбин.....	25
<i>Демина Н.Г., Картелев Д.В.</i> Структурно-параметрический синтез аппаратов с перемешивающими устройствами.....	30

### Конструирование, расчеты, материалы

<i>Бабичев А.П., Иванов В.В., Булгаков Я.С.</i> Исследование коэффициента трения, износостойкости и микро/нанопрофили поверхности вибрационного механохимического покрытия дисульфида молибдена MoS <sub>2</sub> .....	35
<i>Еренков О.Ю., Химухин С.Н., Смоляк А.В., Ягубов Э.З.</i> Исследование зависимости механических свойств стеклопластика от режимов вибрационной обработки полимерного связующего.....	41
<i>Корнаев А.В., Савин Л.А., Герасимов С.А.</i> Фундаментальные вопросы проектирования свойств гидродинамической гибридной смазки.....	46
<i>Пименов Д.Ю., Гузев В.И., Кошин А.А.</i> Анализ напряжений на задней поверхности зуба торцовой фрезы в зависимости от режимов резания.....	51

### Машиностроительные технологии и инструменты

<i>Голенков В.А., Радченко С.Ю., Дорохов Д.О., Грядунов И.М.</i> Анализ видов упрочняющей обработки пластиком деформированием.....	59
<i>Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Баринов С.В.</i> Разработка параметров для описания гетерогенно упрочненной структуры.....	63
<i>Амбросимов С.К., Большаков А.Н.</i> Исследование динамических характеристик процесса резания при выходе зуба из зоны обработки.....	66
<i>Гуров Р.В.</i> Особенности проектирования операций отделочно-упрочняющей обработки поверхностью-пластическим деформированием.....	73

### Приборостроение и биотехнические системы

<i>Солдаткин В.В., Никитин А.В.</i> Комплексная система измерения малых воздушных скоростей вертолета с наблюдателем Люэнберга.....	78
<i>Томакова Р.А., Филист С.А., Жилин В.В., Горбатенко С.А.</i> Структурно-функциональные решения нечетких нейронных сетей для интеллектуальных систем анализа разнотипных признаков.....	85

### Испытания, контроль, диагностика и управление качеством

<i>Сычев С.Н., Подмастерьев К.В., Пахолкин Е.В., Пузырев С.Г.</i> Экспериментальные исследования по определению адгезии компонентов моторных масел методом жидкостной хроматографии. Часть 3. Предварительные испытания металлических порошков, адсорбционно-модифицированных органическими компонентами моторных масел.....	92
<i>Мишин В.В.</i> Исследование электрорезистивным методом «третьего тела», представленного поверхностными неметаллическими слоями в трибосопряжениях подшипника качения.....	96
<i>Андросова Е.Б.</i> Удар металлических тел в шариковых подшипниках качения и причины его возникновения.....	102

*Editorial council*

**Golenkov V.A.** *Doc. Sc. Tech., Prof., president*  
**Radchenko S.Y.** *Doc. Sc. Tech., Prof., vice-president*  
**Borzenkov M.I.** *Candidate Sc. Tech., Assistant Prof., secretary*  
**Astafichev P.A.** *Doc. Sc. Law., 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*  
**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.*  
**Smolenzev V.P.** *Doc. Sc. Tech., Prof.*

*Responsible for edition*

**Grigorieva O.Yu.**

*Address*

302020 Orel,  
 Naugorskoye Chaussee, 29  
 (4862) 43-48-90, 41-98-48, 55-55-24,  
 41-98-21  
 www.ostu.ru  
 E-mail: met\_lit@ostu.ru

Journal is registered in Federal Department for Mass Communication. The certificate of registration ПИ № ФС77-35719 from 24.03.2009

Index on the catalogue of the «**Pressa Rossi**» **29504**

© OSTU, 2011

## Contents

### Natural science

<i>Rustamov B.E.</i> <b>Modelling of interaction crack-visibly cavities inside which gas flows.....</b>	3
<i>Korenev L.P., Aleksandrov M.V.</i> <b>Analysis of contact interaction between a casting and a mould. Thermal problem.....</b>	10
<i>Mamedova K.S.</i> <b>The inverse periodic problem for the theory of elasticity for a composite body reinforced with unidirectional fibers.....</b>	16
<i>Markov O.I.</i> <b>Computer modeling of thermoelectric converters.....</b>	20

### Process modeling

<i>Vyatkov V.V., Kovaleva N.N., Toschakov A.M.</i> <b>Blow influence investigation on the pressure side of the vane on the gas turbine nozzle block aerodynamical efficiency.....</b>	25
<i>Demina N.G., Kartelev D.V.</i> <b>Structural and parametric synthesis apparatus with mixing devices.....</b>	30

### Construction, calculation, material

<i>Babichev A.P., Ivanov V.V., Bulgakov Ya.S.</i> <b>Outlook of the disulphureous molybdenum application for forming of vibratory chemimechanical solid oil coverings.....</b>	35
<i>Erenkov O.JU., Khimukhin S.N., Smolyak A.V., Yagubov E.Z.</i> <b>Research the dependence between mechanical properties of fiberglass plastic and modes of vibrating treatment of polymeric binding agent.....</b>	41
<i>Kornaev A.V., Savin L.A., Gerasimov S.A.</i> <b>Basical questions of the hydrodynamic hibrid lubrication propeties design.....</b>	46
<i>Pimenov D.Y., Guzeev V.I., Koshin A.A.</i> <b>The analysis of pressure on a back surface of a tooth of a face mill depending on modes of cutting.....</b>	51

### Machine building technology and toolware

<i>Golenkov V.A., Radchenko S.Yu., Dorokhov D.O., Gryadunov I.M.</i> <b>The analysis of kinds of strengthening processing by plastic deformation.....</b>	59
<i>Kirichek A.V., Solovyev D.L., Barinov S.V.</i> <b>Working out of parameters for the description heterogeneous the strengthened structure.....</b>	63
<i>Ambrosimov S.K., Bol'shakov A.N.</i> <b>Research of dynamic characteristics of process of cutting at the output of the tooth from the zone of processing.....</b>	66
<i>Gurov R.V.</i> <b>Features of designing of operations of finishing-strengthening processing by superficial - plastic deformation.....</b>	73

### Instrument making and biotechnological system

<i>Soldatkin V.V., Nikitin A.V.</i> <b>Complex system for low helicopter airspeed measurement with the use of the luenberger observer.....</b>	78
<i>Tomakova R.A., Filist S.A., Zhilin V.V., Gorbatenko S.A.</i> <b>Structurally functional decisions of indistinct neural networks for intellectual systems of the analysis of polytypic signs.....</b>	85

### Tests, control, diagnostics and quality control

<i>Cychev S.N., Podmasteryev K.V., Pakholkin E.V., Pyzyrev S.G.</i> <b>The experiment description by definition of adhesion of components of engine oils by the method of the liquid chromatography. A part 3. Preliminary tests of the metal powders which have been adsorbtsionno-modified by organic components of engine oils.....</b>	92
<i>Mishin V.V.</i> <b>Research of the "the third body» by an electroresistive method in the bearing presented as superficial nonmetallic layers.....</b>	96
<i>Androsova E.B.</i> <b>Blow metal bodies in ball rolling bearings and its causes.....</b>	102

УДК 532.5.031:539.375

Б.Э. РУСТАМОВ

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТРЕЩИНОВИДНЫХ ПОЛОСТЕЙ, ВНУТРИ КОТОРЫХ ТЕЧЕТ ГАЗ**

*Рассматривается плоская стационарная задача аэроупругости для горящего деформируемого топлива, ослабленного произвольно размещенными трещиновидными полостями, поверхности которых горят. Считается, что на частицы топлива действуют объемные силы. Получено решение задачи о развитии трещиновидных полостей с концевыми зонами предразрушения. Установлено локальное условие устойчивости (безопасности) режима «горение-разрушение».*

**Ключевые слова:** горящая среда, трещиновидные полости, силы сцепления, объемные силы, течение газа.

*The plane stationary problem of aeroelasticity for the burning deformable fuel weakened any way placed by crack-visibly cavities which surfaces burn is considered. It is considered, that on particles of fuel body forces operate. The solution of a problem on development crack-visibly cavities with end zones of prefracture is received. The local condition of stability (safety) of a mode "burning - fracture" is established.*

**Key words:** burning medium, crack-visibly cavities, cohesive forces, body forces, flow gas.

Потребности современной оборонной техники, в частности установок на твердом топливе и ствольных артиллерийских систем, с постоянно возрастающими и усложняющимися требованиями к эффективности, надежности и прочности проектируемых систем приводят к совершенствованию способов моделирования и разработки новых методов расчета, наиболее полно и адекватно учитывающих механические свойства реальных материалов. При работе двигателей на твердом топливе иногда происходит выход на нерасчетный режим [1], который приводит к взрыву. Наиболее вероятная причина этого явления заключается в том, что в топливе имелись недопустимо большие трещиноподобные полости, возникшие, как правило, при технологическом процессе. В связи с этим возникает потребность в исследовании развития трещиноподобных полостей, внутри которых в результате горения повышается давления газа.

**ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ**

Для повышения безопасной работы двигателя на траектории рассмотрим локальное разрушение среды, ослабленной системой произвольно размещенных трещиновидных полостей, поверхности которых горят. Принято, что трещиновидные полости имеют концевые зоны со связями между берегами. Считается, что все реагенты топлива равномерно распределены в твердой фазе, а продукты сгорания газообразны. Рассматриваются времена малые по сравнению с характерным временем релаксации напряжений в топливе и с характерным временем нагревания среды вследствие теплопроводности. Используется модель трещины со связями между берегами в концевых зонах, получившая экспериментальное подтверждение для композиционных материалов с полимерным связующим, когда адгезионная прочность меньше прочности полимеров.

Пусть в среде, занимающей плоскость  $xOy$ , имеется  $N$  трещиновидных полостей длиной  $2\ell_k$  ( $k=1, 2, \dots, N$ ). В центрах трещиновидных полостей поместим начала локальных систем координат  $x_k O_k y_k$ , оси  $x_k$  которых совпадают с линиями трещин и образуют углы  $\alpha_k$  с осью  $x$  (рисунок 1).

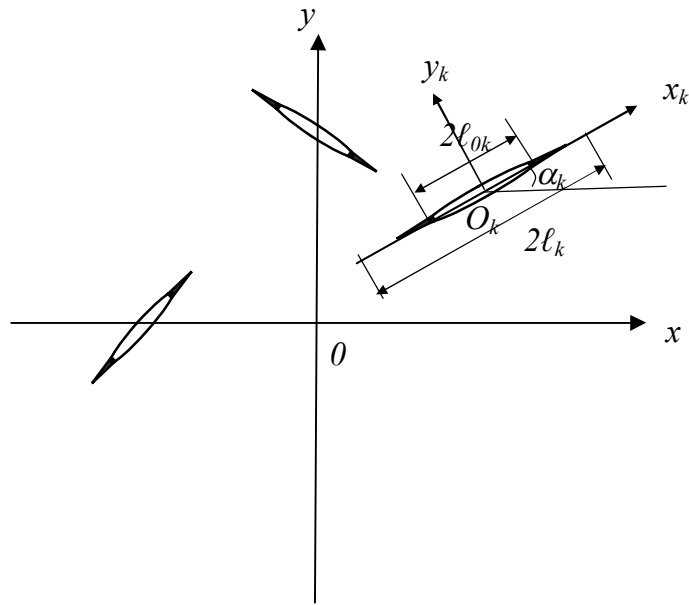


Рисунок 1 – Расчетная схема задачи механики разрушения для горящего тела

Рассматривается модель трещины с силами сцепления (связями), непрерывно распределенными в узких концевых зонах трещин (область  $D_k$ ) и имеющими заданную диаграмму деформирования. Силы сцепления (связи) будут сосредоточены в некоторых узких областях  $D_k$  ( $k=1, 2, \dots, N$ ), размеры этих областей заранее неизвестны и должны быть определены.

Всюду в дальнейшем граничные условия с поверхности полостей и областей  $D_k$  сносим на прямые  $y_k=0$  точно также, как это делается, например, в теории тонкого крыла в аэродинамике. Считается, что на частицы топлива действуют объемные силы  $F=X+iY$ , где  $X(x,y)$  и  $Y(x,y)$  – заданные функции. При  $x, y \rightarrow \infty$  компоненты вектора перемещений и компоненты тензора напряжений стремятся к нулю.

По мере нагружения среды в связях, соединяющих берега трещиновидных полостей в концевых зонах, будут возникать нормальные  $q_{y_k}(x_k)$  и касательные  $q_{x_k y_k}(x_k)$  усилия. Величины этих напряжений и размеры  $d_{1k}$  и  $d_{2k}$  ( $k=1, 2, \dots, N$ ) концевых зоны неизвестны и подлежат определению. Концевые зоны малы по сравнению с остальной частью среды, поэтому их можно мысленно удалить, заменив разрезами, поверхности которых взаимодействуют между собой по некоторому закону, соответствующему действию удаленного материала. Следовательно, к берегам трещиновидной полости в концевых зонах будут приложены нормальные и касательные напряжения  $q_{y_k}(x_k)$  и  $q_{x_k y_k}(x_k)$  соответственно.

Обозначим через  $L' = \sum_{k=1}^N L'_k$  – совокупность берегов трещиновидных полостей, по-

верхности которых горят, а через  $L'' = \sum_{k=1}^N L''_k$  – совокупность концевых зон, в которых берега взаимодействуют со связями.

Краевые условия рассматриваемой задаче имеют вид

$$\sigma_{y_k} = -p_k(x_k), \quad \tau_{x_k y_k} = 0 \quad \text{на } L'_k \tag{1}$$

$$\sigma_{y_k} = q_{y_k}(x_k), \quad \tau_{x_k y_k} = q_{x_k y_k}(x_k) \quad \text{на } L''_k$$

где  $p_k(x_k)$  – давление газа в  $k$ -той полости.

Для замкнутости основные соотношения задачи должны быть дополнены уравнениями газовой динамики и уравнениями, связывающими раскрытие берегов концевых зон и усилия в связях.

Уравнения течения газа в  $k$ -той полости для плоского стационарного случая можно представить в виде [2]. Уравнения, связывающие раскрытия берегов концевых зон и усилия в связях, можно представить в виде [3,4]

$$v_k^+ - v_k^- - i(u_k^+ - u_k^-) = C(x_k, \sigma_k) [q_{y_k}(x_k) - iq_{x_k y_k}(x_k)] \quad (2)$$

где функции  $C(x_k, \sigma_k)$  можно рассматривать как эффективные податливости соответствующих связей, зависящие от натяжения связей;  $\sigma_k = \sqrt{q_{y_k}^2 + q_{x_k y_k}^2}$  – модуль вектора усилий в соответствующих связях;  $(v^+ - v^-)$  и  $(u^+ - u^-)$  нормальная и касательная составляющие раскрытия берегов концевых зон.

При постоянных значениях  $C$  имеем в (2) линейный закон деформирования.

### РЕШЕНИЯ КРАЕВОЙ ЗАДАЧИ

В силу принятых предположений топливо можно считать упругим материалом, а его температуру постоянной. При наличии объемных сил решение задачи представим в виде суммы

$$\sigma_x = \sigma_x^0 + \sigma_x^1, \quad \sigma_y = \sigma_y^0 + \sigma_y^1, \quad \tau_{xy} = \tau_{xy}^0 + \tau_{xy}^1 \quad (3)$$

где  $\sigma_x^0, \sigma_y^0, \tau_{xy}^0$  – любое частное решение уравнений плоской теории упругости при наличии объемных сил;

$\sigma_x^1, \sigma_y^1, \tau_{xy}^1$  – общее решение уравнений плоской теории упругости при отсутствии объемных сил.

Используя комплексные представления Колосова-Мусхелишвили [5] для напряжений имеем

$$\begin{aligned} \sigma_x + \sigma_y &= 4 \operatorname{Re} \left[ \Phi(z) - \frac{1}{2(1+k_0)} \frac{\partial Q}{\partial z} \right] \\ \sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy} &= 2 \left[ \bar{z}\Phi'(z) + \Psi(z) - \frac{1}{2(1+k_0)} \frac{\partial}{\partial z} (k_0 \bar{Q} - \bar{F}_1) \right], \end{aligned} \quad (4)$$

в которые входят две аналитические функции  $\Phi(z)$  и  $\Psi(z)$  комплексной переменной  $z=x+iy$  и две функции  $Q(z, \bar{z})$  и  $F_1(z, \bar{z})$ , представляющие собой любые частные решения уравнений

$$\frac{\partial^2 Q}{\partial z \partial \bar{z}} = F(z, \bar{z}), \quad \frac{\partial^2 F_1}{\partial z^2} = \overline{F(z, \bar{z})} \quad (5)$$

Здесь  $k_0=3-4\nu$ ;  $\nu$  – коэффициент Пуассона среды.

С помощью формул (4) крайевые условия задачи (1) можно записать в виде граничной задачи для отыскания двух аналитических функций  $\Phi(z)$  и  $\Psi(z)$

$$\Phi(t_k) + \overline{\Phi(t_k)} + t_k \overline{\Phi'(t_k)} + \overline{\Psi(t_k)} = F_k \quad (k=1, 2, \dots, N) \quad (6)$$

где  $t_k$  – аффикс точек берегов  $k$ -той трещиновидной полости с концевыми зонами,

$$F_k = \begin{cases} -p_k + f_k & \text{на } L'_k \\ q_{y_k} - iq_{x_k y_k} + f_k & \text{на } L''_k \end{cases}$$

$$f_k = \frac{1}{1+k_0} \operatorname{Re} \frac{\partial Q}{\partial z} - \frac{1}{2(1+k_0)} \left( k_0 \frac{\partial \bar{Q}}{\partial z} - \frac{\partial \bar{F}_1}{\partial z} \right) \quad \text{при } y_k=0 \quad (7)$$

Комплексные потенциалы  $\Phi(z)$  и  $\Psi(z)$  ищем [6] в виде

$$\Phi(z) = \frac{1}{2\pi} \sum_{k=1}^N \int_{-\ell_k}^{\ell_k} \frac{g_k(t) dt}{t-z_k}, \quad \Psi(z) = \frac{1}{2\pi} \sum_{k=1}^N e^{-2i\alpha_k} \int_{-\ell_k}^{\ell_k} \left[ \frac{\overline{g_k(t)}}{t-z_k} - \frac{\bar{T}_k e^{i\alpha_k}}{(t-z_k)^2} g_k(t) \right] dt \quad (8)$$

где  $T_k = te^{i\alpha_k} + z_k^0$ ;  $z_k = e^{-i\alpha_k} (z - z_k^0)$ .

Здесь  $g_k(x_k)$  ( $k=1, 2, \dots, N$ ) – искомые функции, характеризующие раскрытие берегов трещиновидной полости с концевыми зонами

$$g_k(x_k) = \frac{2\mu}{i(1+k_0)} \frac{\partial}{\partial x_k} \left[ u_k^+(x_k, 0) - u_k^-(x_k, 0) + i(v_k^+(x_k, 0) - v_k^-(x_k, 0)) \right] \quad (9)$$

Определив по формулам (8) напряжения на оси  $x_n$  ( $n=1, 2, \dots, N$ ) и подставив их в граничные условия (1), получим систему  $N$  комплексных сингулярных интегральных уравнений в виде

$$\sum_{k=1-\ell_k}^N \int_{-\ell_k}^{\ell_k} [K_{nk}(t, x)g_k(t) + L_{nk}(t, x)\overline{g_k(t, x)}] dt = \pi F_n(x), \quad |x_n| \leq \ell_n \quad (10)$$

К системе сингулярных интегральных уравнений (10) для внутренних трещиновидных полостей с концевыми зонами предразрушения следует добавить дополнительные равенства, обеспечивающие однозначность смещений при обходе контуров трещиновидных полостей с концевыми зонами

$$\int_{-\ell_k}^{\ell_k} g_k(t) dt = 0 \quad (k=1, 2, \dots, N) \quad (11)$$

Сингулярные интегральные уравнения (10) при дополнительных условиях (11) с помощью процедуры алгебраизации (см. [7], приложение) сводится к системе  $N \times M$  алгебраических уравнений для определения  $N \times M$  неизвестных  $g_k(t_m)$  ( $k=0, 1, 2, \dots, N; m=1, 2, \dots, M$ ):

$$\frac{1}{M} \sum_{m=1}^M \sum_{k=1}^N \ell_k [g_k(t_m)K_{nk}(\ell_k t_m, \ell_n x_r) + \overline{g_k(t_m)}L_{nk}(\ell_k t_m, \ell_n x_r)] = F_n(x_r) \quad (12)$$

$$\sum_{m=1}^M g_n(t_m) = 0 \quad n=1, 2, \dots, N; r=1, 2, \dots, M-1;$$

где  $t_m = \cos \frac{2m-1}{2M} \pi$ ;  $x_r = \cos \frac{\pi r}{M}$ .

Если в уравнениях (12) перейти к комплексно сопряженным значениям, получим еще  $N \times M$  алгебраических уравнений. В правые части алгебраических систем (12) входят неизвестные значения нормальных  $q_{y_n}$  и касательных  $q_{x_n y_n}$  усилий в узловых точках соответствующих концевых зон трещиновидных полостей.

Для левой части соотношений (2) имеем

$$(v_k^+ - v_k^-) - i(u_k^+ - u_k^-) = -\frac{1+k_0}{2\mu} \int_{-\ell_k}^{x_k} g_k(x_k) dx_k \quad (k=1, 2, \dots, N) \quad (13)$$

С учетом (13) соотношения (2) принимают вид

$$-\frac{1+k_0}{2\mu} \int_{-\ell_k}^{x_k} g_k(x_k) dx_k = C(x_k, \sigma_k) [q_{y_k}(x_k) - iq_{x_k y_k}(x_k)] \quad (14)$$

Отделяя в (14) действительные и мнимые части, находим

$$-\frac{1+k_0}{2\mu} \int_{-\ell_k}^{x_k} v_k^0(x_k) dx_k = C(x_k, \sigma_k) q_{y_k}(x_k), \quad (k=1, 2, \dots, N) \quad (15)$$

$$-\frac{1+k_0}{2\mu} \int_{-\ell_k}^{x_k} u_k^0(x_k) dx_k = C(x_k, \sigma_k) q_{x_k y_k}(x_k)$$

Здесь принято, что  $v_k^0 = v_k^+ - v_k^-$ ,  $u_k^0 = u_k^+ - u_k^-$ .

Для построения недостающих уравнений потребуем выполнения условий (15) в узловых точках  $t_{m,k}$  содержащихся в концевых зонах полостей. В результате получим еще  $2N$  системы из  $M_{1,k}$  уравнений каждая для определения приближенных значений  $q_{y_k}(t_{m,k})$  и  $q_{x_k y_k}(t_{m,k})$  ( $k=1,2,\dots,N$ ;  $m=1,2,\dots,M_{1,k}$ ):

$$\begin{aligned} C_0 v_k^0(t_{1,k}) &= C(t_{1,k}, \sigma_k(t_{1,k})) q_{y_k}(t_{1,k}) \\ C_0 (v_k^0(t_{1,k}) + v_k^0(t_{2,k})) &= C(t_{2,k}, \sigma(t_{2,k})) q_{y_k}(t_{2,k}) \end{aligned} \quad (16)$$

.....  
 .....

$$\begin{aligned} C_0 \sum_{m=1}^{M_{1,k}} v_k^0(t_{m,k}) &= C(t_{M_{1,k}}, \sigma_k(t_{M_{1,k}})) q_{y_k}(t_{M_{1,k}}) \\ C_0 u_k^0(t_{1,k}) &= C(t_{1,k}, \sigma_k(t_{1,k})) q_{x_k y_k}(t_{1,k}) \\ C_0 (u_k^0(t_{1,k}) + u_k^0(t_{2,k})) &= C(t_{2,k}, \sigma(t_{2,k})) q_{x_k y_k}(t_{2,k}) \end{aligned} \quad (17)$$

.....  
 .....

$$C_0 \sum_{m=1}^{M_{1,k}} u_k^0(t_{m,k}) = C(t_{M_{1,k}}, \sigma_k(t_{M_{1,k}})) q_{x_k y_k}(t_{M_{1,k}})$$

где  $C_0 = -\frac{1+k_0}{2\mu} \frac{\pi \ell_k}{M}$ .

Полученные системы (12) и (16), (17) оказались связанными и должны решаться совместно. Так как напряжения в среде ограничены, то решение сингулярных интегральных уравнений ищется в классе всюду ограниченных функций. Такое решение существует при выполнении условий разрешимости интегральных уравнений. К системе (12), (16), (17) необходимо добавить  $2N$  уравнений, выражающих условия разрешимости интегральных уравнений (условия конечности напряжений в окрестности вершин каждой трещиновидной полости с концевыми зонами).

Записывая условия конечности напряжений у вершин каждой трещиновидной полости с концевыми зонами, получим еще  $2N$  комплексных уравнений

$$\begin{aligned} \sum_{m=1}^M (-1)^m g_n^0(t_m) \operatorname{ctg} \frac{2m-1}{4M} \pi &= 0 \quad (n=1,2,\dots,N) \\ \sum_{m=1}^M (-1)^{m+M} g_n^0(t_m) \operatorname{tg} \frac{2m-1}{4M} \pi &= 0 \end{aligned} \quad (18)$$

Из-за неизвестных размеров концевых зон даже при линейно-упругих связях системы алгебраических уравнений оказались нелинейными.

### МЕТОДИКА ЧИСЛЕННОГО РЕШЕНИЯ И АНАЛИЗ

Полученные системы уравнений позволяют при заданных характеристиках связей материала определить давление газа в каждой полости, напряженно-деформированное состояние среды при наличии произвольного числа трещиновидных полостей.

Для численного решения этих уравнений наиболее целесообразно применять следующий способ: функции  $p_k(x_k)$  ищутся в виде многочленов с неизвестными коэффициентами, а уравнения для  $p_k(x_k)$  удовлетворяется приближенно в смысле наибольшей близости к нулю среднеквадратичной невязки. Причем неизвестные коэффициенты определяются из условия минимума получившихся функций.

Для нахождения напряжений и размеров концевых зон необходимо задать закон изменения объемных сил. Функции  $X(x,y)$  и  $Y(x,y)$  разложим в ряды Тейлора в начале координат

нат и в этом разложении, для простоты, ограничимся двумя членами разложения. С помощью интегрирования уравнений (5) находим

$$Q(z, \bar{z}) = \int^z \int^{\bar{z}} F(z, \bar{z}) d\bar{z}, \quad F_1(z, \bar{z}) = \int^z \int^{\bar{z}} \overline{F(z, \bar{z})} dz \quad (19)$$

По найденным функциям  $Q(z, \bar{z})$  и  $F_1(z, \bar{z})$  согласно (7) находим функцию  $f_k(x_k)$ .

Для решения объединенной разрешающей системы уравнений используем метод последовательных приближений.

В каждом приближении система уравнений решалась методом Гаусса с выбором главного элемента для различных значений  $M$  порядка до  $M=30$ . В случае нелинейного закона деформирования связей для определения усилий в концевых зонах трещиновидных полостей использовался также итерационный алгоритм, подобный методу упругих решений [8]. Считается, что закон деформирования межчастичных связей (сил сцепления) линейный при  $V_k = \left| (u_k^+ - u_k^-) - i(v_k^+ - v_k^-) \right| < V_*$ . Первый шаг итерационного процесса вычислений состоит в решении объединенной системы для линейноупругих межчастичных связей. Последующие итерации выполняются только в случае, если на части концевых зон имеет место  $V_k > V_*$ . Для таких итераций решается система разрешающих уравнений в каждом приближении для квазиупругих связей с эффективной податливостью, переменной вдоль концевых зон и зависящей от величины модуля вектора усилий в связях, полученного на предыдущем шаге расчета. Расчет эффективной податливости проводится подобно нахождению секущего модуля в методе переменных параметров упругости [9]. Принято, что процесс последовательных приближений заканчивается, как только усилия в концевых зонах полости, полученные на двух последовательных шагах, мало различаются.

Нелинейная часть кривой деформирования связей представлялась в форме билинейной зависимости [3], восходящий участок которой соответствовал упругому деформированию связей ( $0 < V(x_k) < V_*$ ) с максимальным натяжением связей. При  $V(x_k) > V_*$  закон деформирования описывался нелинейной зависимостью, определяемой двумя точками ( $V_*, \sigma_*$ ) и  $(\delta_c, \sigma_c)$ , причем, при  $\sigma_c > \sigma_*$  имеем возрастающую линейную зависимость (линейное упрочнение, соответствующее упругопластической деформации связей).

Для определения предельного состояния, при котором происходит рост трещиновидной полости, используем критическое условие

$$\left| (v_k^+ - v_k^-) - i(u_k^+ - u_k^-) \right| = \delta_c \quad (20)$$

где  $\delta_c$  – характеристика сопротивления материала топлива развитию в нем трещины.

Считается, что разрыв связей на краю концевой зоны при  $x_k = \lambda_k$  происходит при выполнении условия (20). На основании полученного решения и учитывая соотношение (2), предельное условие запишется в виде:

для левого конца трещиновидных полостей

$$C(\lambda_{1k}, \sigma_k(\lambda_{1k})) \sigma_k(\lambda_{1k}) = \delta_c \quad (k=1, 2, \dots, N) \quad (21)$$

для правого конца трещиновидных полостей

$$C(\lambda_{2k}, \sigma_k(\lambda_{2k})) \sigma_k(\lambda_{2k}) = \delta_c \quad (22)$$

Совместное решение объединенной системы уравнений и условия (20) позволяет при заданных объемных силах и характеристиках связей определить критическую интенсивность давления  $p_k(x_k)$  газа в каждой полости, усилия в связях, размеры концевых зон для состояния предельного равновесия.

Физические механизмы локальной неустойчивости, играющую неодинаковую роль в различных средах имеют общую природу: они связаны с локальной концентрацией деформации. Согласно (20) при  $V(x_k) < \delta_c$  процесс локально устойчив и размеры полостей в плане не



изменяются. Как только хотя бы в одной точке контура будет достигать равенство  $V(x_k) = \delta_c$ , в малой окрестности этой точки начинается неустойчивый процесс «горение-разрушение».

Используя решение рассматриваемой плоской стационарной задачи, локальное условие устойчивости режима можно записать в виде

$$C(x_0, \sigma_k(x_0)) \sigma_k(x_0) < \delta_c \quad (23)$$

где  $x_0 = \lambda_{1k}$  для левой концевой зоны и  $x_0 = \lambda_{2k}$  для правой концевой зоны.

Локальное условие устойчивости режима позволяет путем численного расчета для каждого конкретного вида топлива прогнозировать предельно допустимый размер трещиновидной полости (технологического дефекта).

Расчеты показывают, что при линейном законе деформирования связей, усилия в связях имеют всегда максимальные значения на краю концевой зоны. Аналогичная картина наблюдается и для величин раскрытия трещиновидных полостей в концевых зонах. Раскрытие трещиновидной полости на краю концевой зоны имеют максимум при линейном и нелинейном законах деформирования, причем с увеличением относительной податливости связей, возрастает раскрытие трещиновидной полости

### **ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

Построена замкнутая система алгебраических уравнений и локальное условие устойчивости режима «горение-разрушение», позволяющие путем численного расчета для каждого конкретного вида топлива прогнозировать предельно допустимый размер трещиновидной полости (технологического дефекта), учитывать влияние взаимодействия трещиновидных полостей, внутри которых имеет место течение газа, на раскрытие и рост трещиновидных полостей

### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Соркин, Р.Е. Газотермодинамика ракетных двигателей на твердом топливе / Р.Е. Соркин. – М.: Наука, 1967. – 319 с.
2. Черепанов, Г.П. О горении в узких полостях. / Г.П. Черепанов // ПМТФ, 1970, т.11. №2. – С.90-95.
3. Гольдштейн, Р.В. Трещина на границе соединения материалов со связями между берегами/ Р.В. Гольдштейн, М.Н. Перельмутер // Изв. РАН. МТТ. 2001. №1. С. 94-112.
4. Мирсалимов, В.М. К решению задачи механики контактного разрушения о зарождении и развитии трещины со связями между берегами во втулке фрикционной пары / В.М. Мирсалимов // ПММ. 2007. т.71. вып. 1. С.132-151.
5. Мухелишвили, Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Н.И. Мухелишвили. – М.: Наука, 1966. – 707 с.
6. Панасюк, В.В. Распределение напряжений около трещин в пластинах и оболочках / В.В. Панасюк, М.П. Саврук, А.П. Дацышин – Киев: Наук. /думка, 1976. – 443 с.
7. Мирсалимов, В.М. Неоднородные упругопластические задачи / В.М. Мирсалимов. – М.: Наука, 1987. – 256 с.
8. Ильюшин, А.А. Пластичность / А.А. Ильюшин. – М.; Л.: Гостехиздат., 1948, – 376 с.
9. Биргер, И.А. Расчет конструкций с учетом пластичности и ползучести / И.А. Биргер // Изв. АН СССР. Механика. 1965. №2. С. 113-119.

#### **Рустамов Бахтияр Эйюб оглы**

Азербайджанская государственная академия физической культуры и спорта  
кандидат физико-математических наук, доцент  
тел. (+99412) 564 33 75  
E-mail: brrustam@mail.ru

Л.П. КОРЕНЕВ, М.В. АЛЕКСАНДРОВ

## АНАЛИЗ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ОТЛИВКИ И ФОРМЫ. ТЕПЛОВАЯ ЗАДАЧА

*Проведено аналитическое исследование зависимости коэффициента теплопередачи от толщины газо-воздушного зазора, формирующегося на границе отливка-форма, и величины контактного давления. Представлены результаты вычислений, демонстрирующих влияние перечисленных факторов на скорость затвердевания расплавов и микроструктуру отливок.*

**Ключевые слова:** коэффициент теплопередачи; газо-воздушный зазор; контактное давление; кристаллизация; отливка; форма.

*Analytical study of heat transfer coefficient depending on the thickness of an air-gas gap formed between a casting and a mould and magnitude of contact pressure is performed. The results of calculations showing the impact of these factors on the rate of solidification of the melt and the microstructure of castings are presented.*

**Key words:** heat transfer coefficient, air-gas gap, contact pressure, solidification, casting, mould.

### ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМЫ

Одной из важнейших характеристик в теории формирования отливки является скорость кристаллизации расплава, в значительной степени определяемая теплофизическими параметрами материалов отливки и формы. В настоящее время разработаны различные методы моделирования процессов затвердевания [1, 2], но большинство из них учитывают только односторонний процесс, не принимая в расчет усадку расплава и торможение ее со стороны элементов форм и стержней, а также неравномерное затвердевание различных элементов отливки, которые в итоге приводят к возникновению соответственно механических и тепловых напряжений, а также деформаций.

Результатом этих процессов является появление газо-воздушных зазоров между отливкой и формой, а также рост контактного давления (рисунок 1), что в особой мере влияет на коэффициент теплопередачи, плотность теплового потока и, следовательно, на скорость кристаллизации расплавов и микроструктуру отливок.

Поэтому тепловой аспект контактного взаимодействия отливки и формы необходимо рассматривать как важную и неотъемлемую часть процесса формирования отливки.



*Рисунок 1 – Газо-воздушный зазор и контактное давление как результат усадки расплава и торможения ее элементами формы (на примере усадочной решетки)*

### 1 ФОРМИРОВАНИЕ ВОЗДУШНОГО ЗАЗОРА: ПЕРЕДАЧА ТЕПЛА ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬЮ И ИЗЛУЧЕНИЕМ

При изготовлении отливок тепловой поток не является установившимся. Горячий расплав заливают в форму, и теплоты перегрева и кристаллизации, выделяющиеся при охлаждении расплава, передаются в холодную форму. При этом в месте возникновения между отливкой и формой воздушного зазора (рисунок 2) появляется некоторое тепловое сопротив-

ление, величина которого прямо пропорциональна толщине зазора [3] и определяется по формуле:

$$R_{air} = \frac{g}{k_{air}},$$

где  $g$  – толщина воздушного зазора, м;  
 $k_{air}$  – теплопроводность воздуха,  $k_{air} = 0,06 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$ .



Рисунок 2 – Область сопряжения «отливка-форма»

Основная причина возникновения воздушного зазора — это разница между значениями теплового расширения сплава и материала формы. Когда форма заполнена расплавом, она начинает прогреваться и расширяться, в то время как расплав затвердевает и уменьшает свой объем. Разность этих двух смещений и характеризует величину воздушного зазора. Передача тепла от отливки в форму при наличии зазора осуществляется теплопроводностью и излучением [4]. Коэффициент теплопередачи соответственно определяется по формуле:

$$g = 0 \rightarrow h_{eff} = h_{contact}$$

$$g > 0 \rightarrow h_{eff} = h_{cond} + h_{rad},$$

где  $h_{contact}$  – коэффициент теплопередачи теплопроводностью при плотном контакте отливки и формы,  $\text{Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ ;

$h_{cond}$  – коэффициент теплопередачи теплопроводностью через воздушный зазор,  $\text{Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ ;

$h_{rad}$  – коэффициент теплопередачи излучением через зазор,  $\text{Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ .

$$h_{contact} \propto \frac{k_m}{c} (PH)^{\frac{1}{2}},$$

где  $k_m$  – среднее значение теплопроводности контактирующих материалов отливки и формы,  $\text{Вт/(м} \cdot \text{К)}$ ;

$c$  – значение шероховатости поверхности формы;

$P$  – контактное давление, МПа;

$H$  – твердость поверхности формы.

$$h_{cond} = \frac{k_{air}}{g},$$

$$h_{rad} = \frac{\sigma(T_c^2 + T_m^2)(T_c + T_m)}{\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_m} - 1},$$

где  $\sigma$  – постоянная Стефана-Больцмана,  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К}^4)$ ;

$T_c, T_m$  – температура поверхности отливки и формы, соответственно, К;

$\varepsilon_c, \varepsilon_m$  – эмиссия серого тела отливки и формы, соответственно;  $\varepsilon_c = 0,8, \varepsilon_m = 0,5$ .

На рисунке 3 изображен трехмерный график зависимости коэффициента теплопередачи от величины зазора, увеличивающейся с течением времени. Значения коэффициента теплопередачи рассчитаны, основываясь на опытных данных [5], для случая литья сплава Al-4.5%Cu в стальную форму.

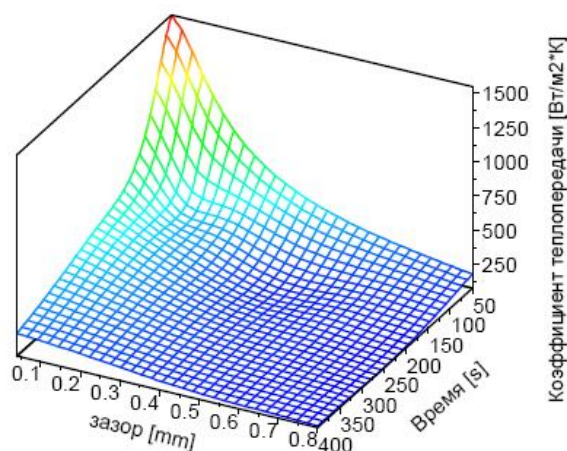


Рисунок 3 – Зависимость коэффициента теплопередачи от величины газо-воздушного зазора

## 2 ТЕПЛОПЕРЕДАЧА КАК ФУНКЦИЯ КОНТАКТНОГО ДАВЛЕНИЯ

В случае плотного контакта отливки и формы коэффициент теплопередачи возрастает с ростом контактного давления по степенному закону [6] и определяется по формуле:

$$h_{eff} = h_0 + Ap^B,$$

где  $p$  – контактное давление, МПа;

$A, B$  – параметры, зависящие от рода сплава, наличия слоя смазки и шероховатости поверхности формы [6].

На рисунке 4 показана величина давления кристаллизующегося расплава на стержень и зависимость этой величины от реологического поведения расплава (по данным [7]).

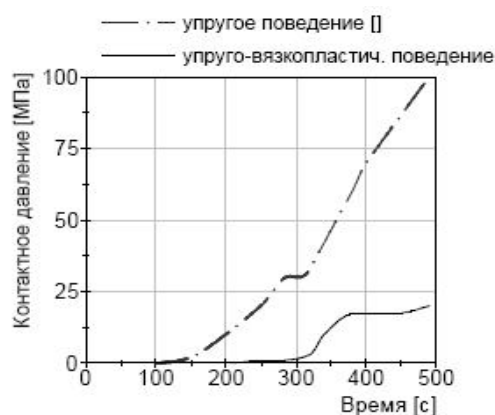


Рисунок 4 – Давление расплава на стержень в зависимости от реологического поведения

В начальный момент времени после окончания заливки давление расплава на стержень равно металлостатическому давлению. Далее усадка расплава происходит значительно быстрее, чем сжатие стержня, что приводит к резкому повышению контактного давления и, соответственно, повышению коэффициента теплопередачи.

Однако при недостаточной податливости стержня давление расплава может привести к его разрушению, что необходимо учитывать при разработке конкретной технологии литья.

Тепловое сопротивление на границе отливка-форма, как правило, изменяется со временем даже в том случае, если отливка остается в плотном контакте с формой. Это происхо-

дит вследствие роста величины затвердевшей корки и образования оксидной пленки на поверхности. В работе [8] приводится значение коэффициента теплопередачи при наличии тонкой оксидной пленки, равное  $400 \dots 800 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ .

### 3 ЗАВИСИМОСТЬ СКОРОСТИ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ РАСПЛАВА ОТ ВЕЛИЧИНЫ ГАЗОВОГО ЗАЗОРА

Интенсивность отвода тепла от отливки в период затвердевания обуславливает, при постоянстве других условий, скорость перемещения по ее сечению фронта кристаллизации или переходной области и определяет, наряду с этим, температурный градиент, от которого зависит ширина переходной области. Эти факторы оказывают непосредственное влияние на формирование структуры кристаллизующегося сплава.

М. Флемингс, рассматривая в работе [2] литейные процессы с преобладающим влиянием на теплоотдачу сопротивления поверхности раздела металл-форма, предлагает следующую формулу для расчета скорости затвердевания отливки:

$$\frac{\partial S}{\partial t} = h \frac{T_c - T_m}{\rho_s H}, \quad (1)$$

где  $S$  – толщина затвердевшего слоя, м;

$h$  – коэффициент теплопередачи через поверхность раздела металл-форма,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;

$\rho_s$  – плотность затвердевшего слоя,  $\text{кг}/\text{м}^3$ ;

$H$  – удельная теплота кристаллизации,  $\text{Дж}/\text{кг}$ .

С учетом зависимости коэффициента теплопередачи от величины газового зазора, из формулы (1) нетрудно сделать вывод о значительном влиянии данной величины на скорость затвердевания отливки.

На рисунке 5 изображен график зависимости времени затвердевания элемента отливки (сплав Al-7%Si) толщиной 50 мм от коэффициента теплопередачи.

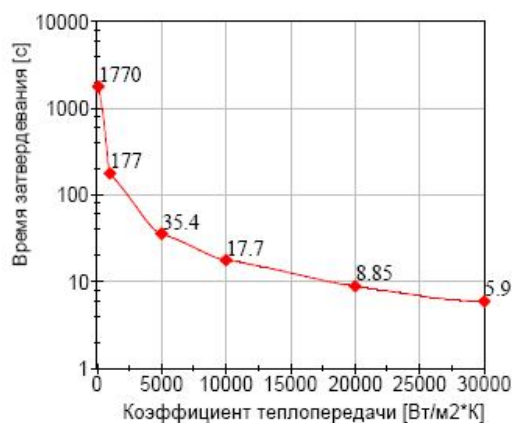


Рисунок 5 – Зависимость времени затвердевания отливки от коэффициента теплопередачи

### 4 ВЛИЯНИЕ ВРЕМЕНИ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ РАСПЛАВА НА МИКРОСТРУКТУРУ ОТЛИВКИ

В 1966 году М. Флемингс установил, что существует определенная степенная зависимость между временем затвердевания и расстоянием между вторичными ветвями дендритов. Эта степенная зависимость выражается следующим образом:

$$d = A \theta_f^a,$$

где  $A$  – постоянная сплава;

$a$  – показатель степени, принимающий значение от  $1/3$  до  $1/2$ ;

$\theta_f$  – время затвердевания, с.

Основываясь на уравнении Флемингса, Кирквуд [9] предлагает несколько иную зависимость, включающую параметр  $M$ , значения которого для силуминов приведены в таблице 1 (по данным [4]).

Зависимость, предложенная Кирквудом, описывается следующим уравнением:

$$\lambda_2 = K(Mt_F)^{\frac{1}{3}},$$

где  $\lambda_2$  – расстояние между вторичными ветвями дендритов, м;

$K$  – константа, равная 5.5 [10];

$t_F$  – время затвердевания, с.

Таблица 1 – Значения параметра  $M$  для сплавов алюминия с различным содержанием кремния

Сплав	Параметр $M$ [м <sup>3</sup> /с]
Al-3%Si	7,73E-18
Al-5%Si	6,30E-18
Al-7%Si	5,43E-18
Al-9%Si	4,88E-18

На рисунке 6 изображен график зависимости расстояния между вторичными ветвями дендритов от времени затвердевания (для сплава Al-7%Si).

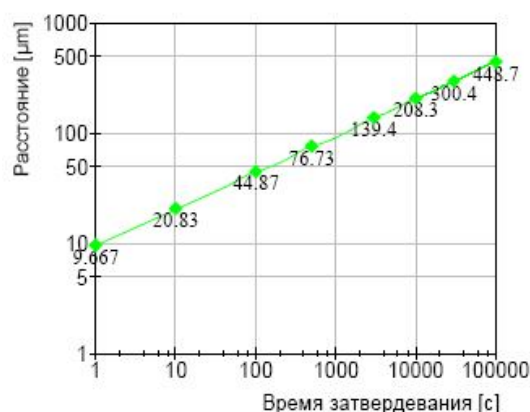


Рисунок 6 – Зависимость расстояния между вторичными ветвями дендритов от времени затвердевания

Представленные результаты очень точно соотносятся с экспериментальными данными [2], полученными для случая литья алюминиевых сплавов.

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Во многих важных литейных процессах тепловой поток в значительной мере лимитируется сопротивлением на границе раздела форма-металл. Это может быть тепловое сопротивление либо слоя шлака между затвердевающим расплавом и кристаллизатором при непрерывном литье, либо слоя краски при литье в кокиль.

В любом случае, к сопротивлению слоя шлака или кокильной краски может добавиться тепловое сопротивление газового зазора, в значительной степени влияющее на скорость затвердевания отливки и получаемую структуру.

Сравнивая поведение различных сплавов, можно отметить, что, к примеру, низкоуглеродистые стали (0,1%С) имеют большую усадку, чем высокоуглеродистые (0,7%С), поэтому они образуют зазор раньше и значительно больший, имея при этом меньшие значения тепловых потоков.

С другой стороны, если теплопередача является функцией контактного давления, то интенсивность отвода теплоты от расплава в форму (стержень) значительно увеличивается,

вследствие чего повышается и скорость кристаллизации расплава, определяющая структуру и свойства отливки.

Поэтому тепловой аспект контактного взаимодействия отливки и формы необходимо учитывать при разработке конкретной технологии получения отливок с заданными эксплуатационными свойствами.

### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Баландин, Г.Ф. Основы теории формирования отливки. В 2-х частях. Ч. 1: Тепловые основы теории. Затвердевание и охлаждение отливки / Г.Ф. Баландин; М.: Машиностроение, 1976.-328 с.
2. Флемингс, М. Процессы затвердевания / М. Флемингс. - М.: Мир, 1977.-424 с.
3. Xu Y, Kang J, et al. Thermal stresses in a cylinder block casting due to coupled thermal and mechanical effects. *Tsinghua science and technology*, 2008, 13(2), pp. 132-136.
4. Lee R.G. Effect of cooling circuit duration on formation of solidification shrinkage in A356 casting automotive wheels. A thesis submitted to Auckland University of Technology for the degree of Master of Engineering, 2006.
5. Kron J. Air gap formation and hot tearing in solidification processing of Al- and Cu-base alloys. ISSN-1104-7127 TRITA-MG-2004:01.
6. Bellet M, Thomas B.G. Solidification macroprocesses (Modeling of stress, distortion and hot tearing). *Materials Processing Handbook*, chap. 27. CRC Press, 2007.
7. Vicente-Hernandes P, Decultieux F, et. al. Mushy state behavior: rheological characterization and influence on air gap formation. *ISIJ International*, 1995, vol. 35, №6, pp. 805-812.
8. Ho K, Pehlke R.D. Metal-mold interface heat transfer. *Metallurgical transactions B*, 1985, vol. 16B, pp. 585-594.
9. Kirkwood D.H. A Simple model for dendrite arm coarsening during solidification. *Materials Science and Engineering*, 1985, vol. 73, pp. L1-L4.
10. Kurz W, Fisher D.J. *Fundamentals of Solidification*. 3rd ed. Aedermannsdorf: Trans Tech Publication, 1992.-305 p.

#### **Корнев Лев Павлович**

Орловский государственный технический университет, г. Орел  
Кандидат технических наук, профессор кафедры “Автопласт”  
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29  
Тел. 8-953-623-29-25

#### **Александров Максим Валерьевич**

Орловский государственный технический университет, г. Орел  
Аспирант кафедры “Автопласт”  
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29  
Тел. 8-960-694-34-22  
E-mail: alexsandrov86@live.ru

К.С. МАМЕДОВА

## ОБРАТНАЯ ПЕРИОДИЧЕСКАЯ ЗАДАЧА ТЕОРИИ УПРУГОСТИ ДЛЯ СОСТАВНОГО ТЕЛА, АРМИРОВАННОГО ОДНОНАПРАВЛЕННЫМИ ВОЛОКНАМИ

*Дан метод решения задачи теории упругости, позволяющий обеспечить снижение концентрации напряжений в среде, армированной однонаправленными волокнами, путем оптимизации формы поперечных сечений волокон.*

**Ключевые слова:** композит, армированный однонаправленными волокнами, оптимальные формы поперечных сечений волокна

*The method for solving the elasticity problem, allowing for reduction of stress concentration in the medium reinforced unidirectional fibers was obtained by optimizing the shape of the cross-sections of fibers.*

**Key words:** unidirectional fiber reinforced composite, optimal forms of cross-sectional fiber optimal form of width section of fiber

Рассмотрим составное упругое тело, состоящее из сплошной упругой среды (матрицы) и распределенных в ней включений из другого упругого материала. Процесс разрушения таких материалов определяется концентрационным взаимодействием включений (волокон) с матрицей. Армированные волокна проектируют в основном круглого поперечного сечения. Как показывает опыт, от идеальной конструкторской геометрии реальные поверхности сечений подкрепляющих волокон отличаются наличием неровностей, являющихся неизбежным следствием процесса их изготовления. Несмотря на малые размеры неровностей, они могут оказывать существенное влияние на несущую способность составного тела. Поэтому исследование, как самой геометрии реальных поверхностей волокон, так и влияния параметров неровностей поверхности соединения связующего с волокнами на несущую способность крайне актуальны.

На современном этапе развития техники важное значение имеет оптимальное проектирование конструкций и материалов.

Пусть неограниченное тело (композит) находится в условиях плоской деформации или плоско – напряженного состояния. Рассмотрим составное упругое тело, состоящее из сплошной упругой среды (матрицы) – область  $D$  и распределенных в ней одинаковых включений с поперечным сечением близким к круговому. Обозначим границу раздела различных упругих сред через  $L'_m$  ( $m = 0, \pm 1, \dots$ ). Полагаем, что границу  $L'_m$  соединения волокна с матрицей можно представить в виде

$$r = \rho(\theta) = \lambda + \varepsilon H(\theta), \quad (1)$$

а центры периодической системы волокон в точках

$$P_m = m\omega, \quad (m = 0, \pm 1, \pm 2, \dots), \quad (\omega = 2)$$

Считается, что всюду на границе соединения  $L'_m$  имеет место жесткое сцепление различных сред. Составное тело подвергается растяжению средними напряжениями

$$\sigma_x = \sigma_x^\infty; \quad \sigma_y = \sigma_y^\infty; \quad \tau_{xy} = 0.$$

Начало системы координат совмещаем с геометрическим центром круга  $L_0$  ( $r = \lambda$ ) в срединной плоскости композита.

Рассмотрим задачу оптимального проектирования. Для оптимизации несущей способности составного тела, предлагается технологический метод, заключающейся в выборе класса неровностей поверхности поперечного сечения волокна, обеспечивающего повышение несущей способности композита. Таким образом, требуется построить такую геометрию поверхности соединения волокна и связующего, чтобы созданное ею упругое поле снижало бы концентрацию напряжений в композите. Очевидно, что чем ниже уровень напряженности в составном теле, тем выше ресурс ее работы. Поэтому, ответственной за разрушение со-



ставного тела считаем величину максимального нормального тангенциального напряжения на контактной границе сред.

Управляющими переменными принимаем параметры геометрии границы соединения волокон и связующего. Представим границу неизвестного контура  $L'_0$  в виде (1), где функция  $H(\theta)$  подлежит определению в процессе решения задачи оптимизации. Здесь  $\varepsilon$  – малый параметр, равный  $R_{\max}/\lambda$ ;  $R_{\max}$  – наибольшая высота неровности профиля контура  $L'_0$  от окружности  $r = \lambda$ . Не уменьшая общности поставленной задачи оптимизации, принимаем, что искомая функция  $H(\theta)$  симметрична относительно координатных осей и может быть представлена в виде отрезка ряда Фурье. Следовательно, задача оптимизации сводится к определению коэффициентов  $a_{2k}^0$  и  $b_{2k}^0$  (параметров управления) этого ряда Фурье.

Для решения задачи оптимизации на первом этапе необходимо найти напряженное состояние составного тела. Затем определить нормальное тангенциальное напряжение  $\sigma_\theta$  на контуре  $L'_0$ .

На основании симметрии граничных условий и геометрии области  $D$ , занятой упругой средой, компоненты тензора напряжений в связующем являются периодическими функциями с основным периодом  $\omega$ . Так как решение для связующего обладает свойствами периодичности, достаточно рассмотреть условия сопряжения связующего и волокна лишь вдоль контура  $L'_0$ . Напряжения и перемещения ищем в виде разложений по малому параметру, в которых пренебрегаем, для упрощения, членами, содержащими  $\varepsilon$  в степени выше первой. Каждое из приближений удовлетворяет системе дифференциальных уравнений теории упругости. Значения компонент тензора напряжений и перемещений при  $r = \rho(\theta)$  найдем, разлагая в ряд выражения для напряжений и перемещений в окрестности  $r = \lambda$ .

Используя процедуру метода возмущений, на основании граничных условий рассматриваемой задачи получим граничные условия задачи на контуре  $L_0(\tau = \lambda \exp(i\theta))$  для комплексных потенциалов:

Для нулевого приближения

$$\begin{aligned} \Phi^{(0)}(\tau) + \overline{\Phi^{(0)}(\tau)} - [\tau \Phi^{(0)'}(\tau) + \Psi^{(0)}(\tau)] e^{2i\theta} &= \Phi_0^{(0)}(\tau) + \overline{\Phi_0^{(0)}(\tau)} - [\tau \Phi_0^{(0)'}(\tau) + \Psi_0^{(0)}(\tau)] e^{2i\theta} \quad (2) \\ k_1 \overline{\Phi^{(0)}(\tau)} - \Phi^{(0)}(\tau) + \frac{\tau^2}{\lambda^2} \left[ \frac{\lambda^2}{\tau} \Phi^{(0)'}(\tau) + \Psi^{(0)}(\tau) \right] &= \\ = \frac{\mu_1}{\mu_0} \left\{ k_0 \overline{\Phi_0^{(0)}(\tau)} - \Phi_0^{(0)}(\tau) + \frac{\tau^2}{\lambda^2} \left[ \frac{\lambda^2}{\tau} \Phi_0^{(0)'}(\tau) + \Psi_0^{(0)}(\tau) \right] \right\} &\quad \text{на } L_0 \end{aligned}$$

Для первого приближения

$$\begin{aligned} \Phi^{(1)}(\tau) + \overline{\Phi^{(1)}(\tau)} - [\tau \Phi^{(1)'}(\tau) + \Psi^{(1)}(\tau)] e^{2i\theta} &= \quad (3) \\ = \Phi_0^{(1)}(\tau) + \overline{\Phi_0^{(1)}(\tau)} - [\tau \Phi_0^{(1)'}(\tau) + \Psi_0^{(1)}(\tau)] e^{2i\theta} + f_1 + if_2 &\quad \text{на } L_0 \\ k_1 \overline{\Phi^{(1)}(\tau)} - \Phi^{(1)}(\tau) + \frac{\tau^2}{\lambda^2} \left[ \frac{\lambda^2}{\tau} \Phi^{(1)'}(\tau) + \Psi^{(1)}(\tau) \right] &= \\ = \frac{\mu_1}{\mu_0} \left\{ k_0 \overline{\Phi_0^{(1)}(\tau)} - \Phi_0^{(1)}(\tau) + \frac{\tau^2}{\lambda^2} \left[ \frac{\lambda^2}{\tau} \Phi_0^{(1)'}(\tau) + \Psi_0^{(1)}(\tau) \right] \right\} + g_1 + ig_2 \end{aligned}$$

Здесь  $k_0, \mu_0$  и  $k_1, \mu_1$  упругие постоянные;  $f_1 + if_2$  выражается через искомую функцию  $H(\theta)$  и компоненты напряжений на контуре  $L_0$  нулевого приближения; аналогично функция  $g_1 + ig_2$  зависит от функции  $H(\theta)$  и компонент смещений при  $\tau = \lambda e^{i\theta}$  нулевого приближения.

Рассматриваемая задача определения напряженно – деформированного состояния составного тела сводится в каждом приближении к отысканию двух пар функций  $\Phi_0^{(0)}(z)$ ,  $\Psi_0^{(0)}(z)$  и  $\Phi(z)$ ,  $\Psi(z)$  комплексного переменного  $z = x + iy$ , аналитических в соответствующих областях и удовлетворяющим соответствующим граничным условиям (2) и (3).

Комплексные потенциалы  $\Phi_0^{(0)}(z)$  и  $\Psi_0^{(0)}(z)$  регулярны в области  $S_0$ , ограниченной контуром  $L_0$ , и, следовательно, могут быть представлены в виде [1].

$$\Phi_0^{(0)}(z) = \sum_{k=0}^{\infty} a_{2k}^{(0)} z^{2k}, \quad \Psi_0^{(0)}(z) = \sum_{k=0}^{\infty} b_{2k}^{(0)} z^{2k} \quad (4)$$

Комплексные потенциалы  $\Phi^{(0)}(z)$  и  $\Psi^{(0)}(z)$  в рассматриваемом случае (растяжение на бесконечности) ищем [2] в виде

$$\begin{aligned} \Phi^{(0)}(z) &= \frac{1}{4}(\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty) + \alpha_0^0 + \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_{2k+2}^0 \frac{\lambda^{2k+2} \rho^{(2k)}(z)}{(2k+1)!}, \\ \Psi^{(0)}(z) &= \frac{1}{2}(\sigma_y^\infty - \sigma_x^\infty) + \sum_{k=0}^{\infty} \beta_{2k+2}^0 \frac{\lambda^{2k+2} \rho^{(2k)}(z)}{(2k+1)!} - \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_{2k+2}^0 \frac{\lambda^{2k+2} S^{(2k+1)}(z)}{(2k+1)!}, \end{aligned} \quad (5)$$

где  $\rho(z) = \left(\frac{\pi}{\omega}\right)^2 \sin^{-2}\left(\frac{\pi}{\omega}z\right) - \frac{1}{3}\left(\frac{\pi}{\omega}\right)^2$ ;  $S(z) = \sum_m \left[ \frac{P_m}{(z - P_m)^2} - \frac{2z}{P_m^2} - \frac{1}{P_m} \right]$ ;

штрих у суммы означает, что при суммировании исключается индекс  $m = 0$ .

Из условий симметрии относительно координатных осей, находим, что

$$\text{Im } \alpha_{2k}^0 = 0, \quad \text{Im } \beta_{2k}^0 = 0 \quad (k=1,2,3,\dots)$$

Из условия постоянства главного вектора всех сил, действующих на дугу, соединяющую две конгруэнтные точки в  $D$ , следует

$$\alpha_0^0 = \frac{\pi^2}{24} \beta_2^0 \lambda^2 \quad (6)$$

Удовлетворяя граничным условиям (2) комплексными потенциалами (4), (5) и используя процедуру метода степенных рядов, получим бесконечные системы алгебраических уравнений относительно коэффициентов  $\alpha_{2k+2}^0, \beta_{2k+2}^0, \alpha_{2k}^0, \beta_{2k}^0$  ( $k=0,1,\dots$ ). Эти системы имеют громоздкий вид. Однако, в большинстве практически важных случаев можно их урезать до двух – трех уравнений и несмотря на это получить весьма точные результаты [2] для рабочих диапазонов изменения радиуса  $\lambda$ .

После нахождения решения в нулевом приближении можно перейти и к решению задачи в первом приближении. На основании решения в нулевом приближении находится в явном виде функции  $f_1 + if_2$  и  $g_1 + ig_2$ . Комплексные потенциалы  $\Phi_0^{(1)}(z)$ ,  $\Psi_0^{(1)}(z)$  и  $\Phi^{(1)}(z)$ ,  $\Psi^{(1)}(z)$  ищутся в виде аналогично (4), (5) с очевидными изменениями. Дальнейший ход решения граничной задачи (3) такой же, как в нулевом приближении. Используя процедуру метода степенных рядов к граничным условиям (3), после некоторых преобразований находим бесконечную линейную алгебраическую систему относительно  $\alpha_{2k}^{(1)}, \beta_{2k}^{(1)}, a_{2k}^{(1)}, b_{2k}^{(1)}$ . Как и в нулевом приближении, эта система уравнений такова, что позволяет в явном виде получить формулы для  $a_{2k}^{(1)}$  и  $b_{2k}^{(1)}$ , выраженные через коэффициенты ряда Фурье функций  $f_1 + if_2$  и  $g_1 + ig_2$ .

При заданной функции  $H(\theta)$ , полученные алгебраические соотношения являются замкнутыми и позволяют найти напряженно-деформированное состояние композита для каждого профиля поперечного сечения волокна.

Для оценки прочности составного тела необходимо определить нормальное тангенциальное напряжение  $\sigma_\theta$  при  $r = \rho(\theta)$ . С помощью преобразований для величины  $\sigma_\theta$  с точностью до величин первого порядка относительно  $\varepsilon$  найдем

$$\sigma_{\theta/r = \rho} = \sigma_{\theta/r = R}^0 + \varepsilon \left[ H(\theta) \frac{\partial \sigma_\theta^{(0)}}{\partial r} \Big|_{r=R} + \sigma_\theta^{(1)} \Big|_{r=R} \right] \quad (7)$$

Здесь напряжения  $\sigma_\theta^{(0)}$  определяется с помощью формул Колосова-Мусхелишвили [1] из решения нулевого приближения, аналогично  $\sigma_\theta^{(1)}$  определяется по этим же формулами из решения задачи в первом приближении. Для функции  $\sigma_\theta(\theta)$  находим ее максимальное значение  $\sigma_{\theta \max}$  на контактной поверхности.

Коэффициентами  $a_{2k}^{(1)}$ ,  $b_{2k}^{(1)}$  искомой функции  $H(\theta)$  мы должны так распорядиться, чтобы обеспечивалась минимизация  $\sigma_{\theta \max}$  (минимаксный критерий). Минимизация максимального значения нормального тангенциального напряжения будет способствовать повышению работоспособности составного тела (композита). В поставленной задаче оптимизации нормальное напряжение  $\sigma_{\theta \max}$  (показатель качества управления) линейно зависит от искомых коэффициентов  $a_{2k}^{(0)}$ ,  $b_{2k}^{(0)}$ . Следовательно, искомая задача оптимизации сводится к задаче линейного программирования

$$\sigma_{\theta \max} \rightarrow \min \quad (8)$$

При этом должно выполняться ограничение

$$\sigma_{\theta \max} \leq [\sigma], \quad (9)$$

где  $[\sigma]$  – представляет собой величину допускаемого напряжения для материала связующего, определяемая опытным путем.

Решая задачу линейного программирования для различных механических характеристик связующего и включений, находим искомые параметры геометрии поверхности соединения различных сред.

Численный расчет выполнялся симплексным алгоритмом. Полагалось  $k = 4$ , каждая из бесконечных систем урезалась до пяти уравнений. Быстрая сходимость решения найденных систем уравнений в диапазоне  $0 < \lambda \leq 0,8$  объясняется тем, что коэффициенты полученных систем содержат высокие степени параметра  $\lambda$ .

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мусхелишвили, Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Н.И. Мусхелишвили. – М :Наука, 1966. – 707 с.
2. Мирсалимов, В. М. Разрушение упругих и упругопластических тел с трещинами / В. М. Мирсалимов. – Баку: Элм, 1984. – 124с.

**Мамедова Кёнюль Сафар гызы**

Институт математики и механики Национальной Академии наук Азербайджана, г.Баку

Аспирантка

Тел. (+99455) 564-90-74

E-mail: dronqopervaya@rambler.ru, mir-vagif@mail.ru

О.И. МАРКОВ

## КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ

*Рассматривается проблема компьютерного моделирования термоэлектрических преобразователей на базе решения граничной задачи для стационарной теплопроводности ветви с учетом эффектов Джоуля и Томсона.*

**Ключевые слова:** термоэлектрические преобразователи, численное моделирование.

*The problem of computer modeling of thermoelectric converters on the basis of the decision of a boundary problem for stationary heat conductivity of a branch in view of effects of Joule and Thomson is considered.*

**Key words:** thermoelectric converters, numerical modeling.

Термоэлектрические преобразователи энергии в настоящее время получили широкое применение в качестве кулеров; стабилизаторов температуры приборов наземного и космического базирования; источников питания устройств космических аппаратов, навигационных буев, радиометеорологических станций, устройств катодной защиты металлических сооружений и многого другого. Этому способствуют такие неопределимые их качества как отсутствие движущихся частей, бесшумность работы, надежность, способность работать длительное время без обслуживания, простота управления, компактность и автономность. Резко выросшее число отечественных фирм, производящих термоэлектрические приборы: «НОРД» (Москва), «Квант» (Москва), «КРИОТЕРМ» (С.-Петербург), «ОСТЕРМ» (С.-Петербург), «Дигар» (С.-Петербург), «Электроника НН» (Н. Новгород), «ЭКОТЕРМ» (Миасс), «РИФ» (Воронеж), «Кондиционер» (Гагарин), «ЭЛСОКС» (Пермь), «Гранит» (Ростов на Дону), «СПЕКТР» (Самара) и мн. др., показывает насколько велика потребность в данной продукции.

При этом все острее становится проблема повышения эффективности работы термоэлектрических преобразователей, в значительной степени обусловленная физическими свойствами используемых в устройствах термоэлектрических материалов. Поэтому важнейшим направлением полупроводникового материаловедения остается поиск новых высокоэффективных материалов. Однако не нужно забывать и об уже используемых на практике термоэлектрических материалах, которые можно эксплуатировать с большей эффективностью. В частности это касается учета температурной зависимости теплофизических свойств термоэлектрических материалов. Более того, сейчас речь идет не только об учете температурных, концентрационных или иных зависимостей, а о целенаправленном управлении термоэлектрической эффективностью материалов. Для этого необходимо, во-первых, иметь достоверные сведения о температурных и концентрационных зависимостях их теплофизических характеристик и во-вторых, провести, возможно, более тщательный учет их влияния на работу термоэлемента. Развитие вычислительной техники и программного обеспечения в настоящее время позволяет учесть влияние практически любых факторов на работу термоэлемента, т.е. создать реалистичную компьютерную модель термоэлектрического преобразователя. Данная работа посвящена компьютерному моделированию термоэлемента.

Общепринятый подход состоит в использовании элементарной теории Иоффе [1]. Разработанная им элементарная теория термоэлектрического охлаждающего модуля исходит из анализа уравнения теплового баланса на холодном спае

$$Q_0 = \Delta\alpha \cdot J \cdot T_0 - \frac{J^2 \cdot R}{2} - k \cdot \Delta T, \quad (1)$$

где  $\Delta\alpha$  – разность дифференциальных термоэдс ветвей термоэлемента;

$J$  – величина тока;

$R$  – электрическое сопротивление термоэлемента;

$K$  – теплопроводность термоэлемента;

$\Delta T$  – перепад температур в термоэлементе.

При оптимальном токе

$$J_{opt} = \frac{\Delta\alpha \cdot T_0}{R} \quad (2)$$

в условиях адиабатической изоляции  $Q_0=0$  перепад температуры максимален

$$\Delta T_{max} = \frac{z \cdot T_0^2}{2}, \quad (3)$$

где  $z$  параметр термоэлектрической добротности

$$z = \left( \frac{\alpha_p - \alpha_n}{\sqrt{\rho_p \cdot \chi_p} + \sqrt{\rho_n \cdot \chi_n}} \right)^2. \quad (4)$$

Более строгий подход к рассмотрению протекающих в термоэлектрическом модуле энергетических процессов осуществили Бурштейн [2]. Решая граничную задачу при постоянных кинетических коэффициентах  $\rho, \chi, \tau$ , он учел также и эффект Томсона. Предполагая боковую адиабатическую изоляцию ветвей термопары, в одномерной постановке граничную задачу можно сформулировать так

$$\chi \cdot S \cdot \frac{d^2 T}{dx^2} - \tau \cdot J \cdot \frac{dT}{dx} + \frac{J^2 \cdot \rho}{S} = 0, \quad (5)$$

$$T|_{x=0} = T_0; T|_{x=l} = T_r, \quad (6)$$

где  $\chi$  – удельная теплопроводность,

$S$  – площадь сечения ветви,

$\tau$  – коэффициент Томсона.

Подкупающая простота формул (1) и (2) создает иллюзию их универсальности. Однако, строго говоря, введение параметра термоэлектрической эффективности справедливо лишь в том случае, если кинетические коэффициенты не являются функциями температуры. Т.к. кинетические коэффициенты реальных полупроводниковых материалов зависят от температуры, то расчет термоэлектрической эффективности полупроводникового вещества осуществляется по формуле (4) в каждой температурной точке с использованием экспериментально определяемых дифференциальной термоэдс, удельных электро-и теплопроводностей. В результате появляется термоэлектрическая эффективность полупроводникового материала как функция температуры  $Z(T)$ . Термоэлектрическая эффективность ветви термоэлемента (4) получается подстановкой значений кинетических коэффициентов, усредненных по рабочему интервалу температур термоэлемента [2]. Усреднение по температуре производится согласно общему выражению

$$\bar{f} = \frac{1}{\Delta T} \int_{T_0}^{T_1} f dT. \quad (7)$$

Очевидно, что этим способом нельзя точно учесть влияния температурной зависимости кинетических коэффициентов и теплоты Томсона на тепловые процессы термоэлемента. Проводимое усреднение, хотя в какой-то мере и учитывает теплоту Томсона, но не позволяет точно рассчитывать эффективность материалов в произвольном случае т.к. величина параметра будет зависеть не только от перепада, но и от хода температуры вдоль ветви. Усреднение по температурному интервалу (7) даст параметр термоэлектрической добротности, зависящий только от перепада температуры, а не от профиля температуры и, поэтому, влияние температурной зависимости кинетических коэффициентов не может быть учтено в полной мере.

Поскольку в связи с необходимостью учета в расчетах сложной температурной зависимости кинетических коэффициентов, взаимовлияния различных эффектов применение традиционных методов исследования оказывается затруднительным, для решения подобных задач в последние годы получили применение методы оптимального управления [2] и конеч-

ных элементов [3], обычно реализуемые в программах. Однако эти методы обладает большими недостатками и в первую очередь требуют линеаризации задачи. Учет температурной зависимости кинетических коэффициентов делает задачу нелинейной. Нами развивается подход [4], состоящий в решении граничной задачи и оптимизации соответствующей величины (максимального перепада температуры, максимальной холодопроизводительности, максимального холодильного коэффициента). Метод основан на создании аналитических и численных математических моделей процессов теплопереноса в термопаре для различных режимов работы на базе уравнения теплового баланса

$$\nabla(\chi \nabla T) = -j^2 \rho \pm \tau (\vec{j} \nabla T). \quad (8)$$

Для нахождения температурного поля в одномерном случае одной адиабатически изолированной ветви термоэлемента необходимо решение оптимальной граничной задачи с кинетическими коэффициентами, зависящими от температуры

$$\frac{d}{d\xi} \left( \chi(T) \frac{dT}{d\xi} \right) - \tau(T) \cdot y \frac{dT}{d\xi} + y^2 \rho(T) = 0, \quad (9)$$

$$\chi(T) \frac{dT}{d\xi} \Big|_{\xi=0} = \alpha(T) \cdot y \cdot T \Big|_{\xi=0}, \quad T \Big|_{\xi=1} = T_1. \quad (10)$$

Здесь введены безразмерная координата  $\xi = \frac{x}{l}$ , параметр  $y = \frac{J \cdot l}{S}$ , названный нами приве-

денным током [5] и имеющий размерность  $\left[ \frac{A}{cm} \right]$ . Приведенное значение оптимального тока

является характеристикой ветви термоэлемента, зависящей только от материала и температуры, и численно равно оптимальному току ветви, длина и сечение которой численно равны. При пересчете тока для ветви другой геометрии достаточно умножить приведенный ток на отношение  $\frac{S}{l}$ . Решение стационарного уравнения теплопроводности с параметрами, завися-

щими от температуры, как справедливо отмечено во многих работах, содержит большие математические трудности и поэтому решается численно. Одновременно производится оптимизация параметра, характеризующего режим работы термоэлемента (температурного перепада, холодопроизводительности, холодильного коэффициента) по приведенному току.

В данной постановке задачи могут быть рассмотрены вопросы влияния распределения примесей в ветвях на распределение температурного поля. Как оказалось [6], распределение примеси влияет не только на температурный режим, но и на режим работы термоэлектрического модуля. Экспериментальный подбор необходимых составов и концентраций примесей материалов ветвей является очень трудоемкой задачей. Найти оптимальное распределение концентраций примеси можно, используя наш метод на основе экспериментально полученных концентрационных и температурных зависимостей для однородных сплавов. Данный подход позволяет определить оптимальную концентрацию носителей тока, как для однородной, так и неоднородной ветви термоэлемента [7]. При этом возможно использование как классической, так и квантовой статистики [8], поскольку термоэлектрически эффективные материалы имеют малую ширину запрещенной зоны.

Используемый подход расчета позволяет моделировать не только отдельные ветви и целые термоэлементы. Основная сложность расчета термоэлемента состоит в том, что крайне редко встречаются равноценные по термоэлектрическим параметрам р- и n-ветви термоэлектрического материала. Именно поэтому оптимизировать в этом случае нужно не отдельные ветви, как это часто делалось, а весь термоэлемент в целом. Для расчета вводится коэффициент распределения по ветвям, который определяет парциальную долю теплоты Пельтье, поглощаемой на холодном спае термоэлемента. Температурное поле одномерной адиабатически изолированной ветви термоэлемента с учетом эффектов Джоуля и Томсона в установившемся режиме [4] описывается стационарным уравнением теплопроводности

$$\frac{d}{d\xi} \left( \chi_n(T) \frac{dT}{d\xi} \right) + Y_n^2 \rho_n - Y_n T \frac{d\alpha_n(T)}{dT} \frac{dT}{d\xi} = 0 \quad (11)$$

с граничными условиями

$$\chi_n(T) \frac{dT}{d\xi} \Big|_{\xi=0} = [\alpha_p(T_R) - \alpha_n(T_R)] Y_n T_R k_R - q_{Rn}, \quad T \Big|_{\xi=1} = T_0 \quad (12)$$

где  $\alpha_p(T_R), \alpha_n(T_R)$  – дифференциальная термоэдс на холодном конце р – и п – ветвей соответственно;

$\rho_n(T), \chi_n(T)$  – удельные сопротивление и теплопроводность п- ветви как функции температуры;

$\xi = x/l_n$  – безразмерная переменная, изменяющаяся в пределах  $0 \div 1$ ,

$T_1$  и  $T_0$  – температура холодного и горячего конца ветви соответственно,

$Y_n = J_l/S_n$  – параметр, который может быть условно назван как «удельный» ток п-ветви;

$l_n$  – длина ветви п-типа;

$S_n$  – сечение ветви п-типа;

$q_{Rn} = Q_R l_n / S_n$  – «удельная» холодопроизводительность п –ветви;

$Q_R$  – холодопроизводительность термопары;

$k_R$  – коэффициент распределения, определяющий долю теплоты Пельтье, выделяемой на холодном спае термопары и отводимой в п-ветвь.

Для р - ветви граничную задачу можно представить в виде

$$\frac{d}{d\xi} \left( \chi_p(T) \frac{dT}{d\xi} \right) + Y_p^2 \rho_p - Y_p T \frac{d\alpha_p(T)}{dT} \frac{dT}{d\xi} = 0 \quad (13)$$

$$\chi_p(T) \frac{dT}{d\xi} \Big|_{\xi=0} = [\alpha_p(T_R) - \alpha_n(T_R)] Y_p T_R (1 - k_R) - q_{Rn}, \quad T \Big|_{\xi=1} = T_0 \quad (14)$$

где  $\rho_p(T), \chi_p(T)$  – удельные сопротивление и теплопроводность р- ветви как функции температуры;

$\xi = x/l_p$  – безразмерная переменная;

$Y_p = J_l/S_p$  – «удельный» ток р-ветви;

$l_p$  – длина ветви р-типа;

$S_p$  – сечение ветви р-типа;

$q_{Rp} = Q_R l_p / S_p$  – «удельная» холодопроизводительность р –ветви.

Развиваемый подход в применении к термоэлементам с одной пассивной ветвью показал, что интерес могут представлять пассивные ветви из сверхпроводника [9] или железа [10]. Отсутствие равноценных по добротности ветвей р- и п-типов значительно снижает возможную эффективность термоэлектрического охладителя. Это следует из выражения для параметра термоэлектрической добротности. Действительно, если предположить, что термоэлектрически эффективна только п-ветвь то полную добротность термоэлемента можно представить в виде

$$Z = (Z_n) \left( \frac{\frac{\alpha_p}{\alpha_n} + 1}{\sqrt{\frac{\chi_p \rho_p}{\chi_n \rho_n} + 1}} \right)^2, \quad (15)$$

где  $Z_n$  – параметр термоэлектрической добротности  $n$ -ветви.

Отсюда становится очевидным, что выполнение условия  $Z > Z_n$  возможно при  $Z_p > Z_n$ , где  $Z_p$  - параметр термоэлектрической добротности  $p$  – ветви. Это заведомо не выполняется для пассивной ветви. Поэтому использование в термоэлементе пассивной ветви не считается перспективным. Однако если нет  $p$ -ветви с достаточно высокой эффективностью, а это имеет место при низких температурах, применение пассивной ветви позволяет повысить эффективность термоэлемента по сравнению с термоэлементом с плохой  $p$ -ветвью. Этот неожиданный результат объясняется тем, что более низкое сопротивление металлической ветви по сравнению с  $p$ -ветвью на основе полупроводника позволяют увеличить величину оптимального тока термоэлемента и вместе с ним и величину поглощаемой теплоты Пельтье на холодном спае, в результате чего перепад температур увеличивается. В настоящее время разработана методика расчета для термоэлектрического генератора [11] и совмещенного термоэлемента типа генератор-холодильник [12].

Таким образом, предложенная компьютерная модель учитывает нелинейность задачи расчета теплофизических процессов в ветвях термоэлемента и позволяет рассчитать температурное поле термоэлемента и найти значения оптимальных параметров, что приводит к повышению прогнозируемой точности электрофизических характеристик практически изготовленных термоэлектрических преобразователей.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иоффе, А.Ф. Полупроводниковые термоэлементы / А.Ф. Иоффе. – М.-Л: АН СССР, 1960. – 188 с.
2. Бурштейн, А.И. Физические основы расчета полупроводниковых термоэлектрических устройств / А.И. Бурштейн. – М.: Физматгиз, 1962 – 136 с.
3. Semeniouk V.A., Svechnikova T.E., Ivanova L.D. Single stage thermoelectric coolers with temperature difference of 80 K. Proceedings of the 13<sup>th</sup> International Conference on Thermoelectrics. Kansas City, USA. - 1994,- P.485-489.
4. Kaliazin A.E., Kuznetsov V.L., Rowe D.M. Rigorous calculation related to functionally graded and segmented thermoelements. Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Thermoelectrics. Cardiff, Wales, UK, - 2001, - P.286-292.
5. Марков О.И. К расчету термоэлемента. ОГПИ. - Орел.-1985.-12 с.- Деп. в ВИНТИ.№4090-85 .
6. Марков, О.И. Оптимизация ветви термоэлемента в режимах максимального перепада температуры и максимальной холодопроизводительности / О.И. Марков // Прикладная физика. -2004.- №4.- С.104-108.
7. Марков, О.И. Влияние линейно распределенной концентрации носителей на режимы работы ветви термоэлемента / О.И. Марков // ИФЖ. - 2003.- Т.76 .№6.- С.185-187.
8. Марков, О.И. Зависимость эффективности ветви термоэлемента от распределения концентрации носителей / О.И. Марков // ЖТФ.- 2005.- Т.75.- В.2.- С62 -66.
9. Марков, О.И. Моделирование нагрузочных характеристик низкотемпературных термоэлектрических модулей / О.И. Марков // Письма в ЖТФ.- 2004.- Т.30.- В.13.- С.7-11.
10. Марков, О.И. Численное моделирование низкотемпературного термоэлемента с пассивной ветвью / О.И. Марков // Приборы и системы. Управление, контроль, диагностика. -2009.- №5.- С. 20 -23.
11. Марков, О.И. Расчет ветви солнечного термоэлектрического генератора с учетом температурной зависимости кинетических коэффициентов / О.И. Марков // Гелиотехника.- 2004.- №2.- С. 20 -23.
12. Марков, О.И. Низкотемпературный совмещенный термоэлемент типа генератор-холодильник / О.И. Марков //Инженерная физика.-2009.- №8.- С.14 -17.

### Марков Олег Иванович

Орловский государственный университет. г. Орел

Кандидат физико-математических наук, доцент, профессор кафедры «Теоретическая физика и математическое моделирование»

Тел. (4862) 43-05-73

E-mail: O.I.Markov@mail.ru



# **МОДЕЛИРОВАНИЕ** **ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ**

УДК 621.438

В.В. ВЯТКОВ, Н.Н. КОВАЛЕВА, А.М. ТОЩАКОВ

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЫДУВА НА КОРЫТЦЕ ПРОФИЛЯ НА АЭРОДИНАМИЧЕСКУЮ ЭФФЕКТИВНОСТЬ СОПЛОВЫХ АППАРАТОВ ГАЗОВЫХ ТУРБИН**

*Приводятся результаты экспериментального исследования и расчетного моделирования влияния места и параметров выдува охлаждающего воздуха на корытце лопаток на потери в решетках сопловых аппаратов турбин. Показано влияние местоположения выдува на корытце лопаток на суммарные потери в решетке.*

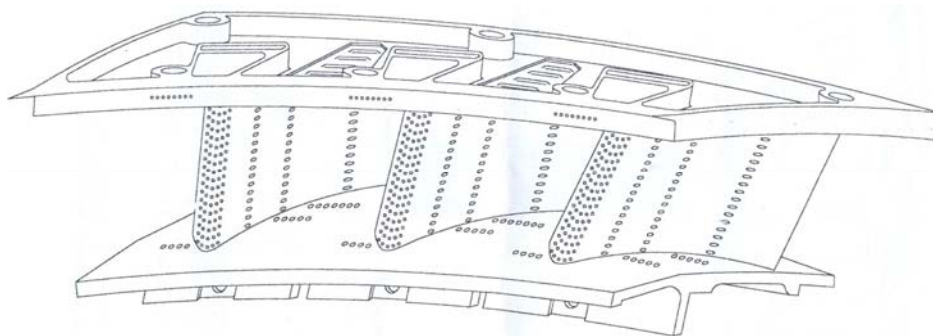
**Ключевые слова:** охлаждаемые турбины, вторичные течения, потери давления, перфорированные лопатки.

*Experimental and numerical results are presented in the paper. They reflect the influence of the location and cooling air blow parameters at the vane pressure side on pressure losses in gas turbines.*

**Key words:** cooling turbines, secondary flow, pressure losses, punched vanes.

### **ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ**

В настоящее время газотурбинные двигатели имеют развитую систему охлаждения лопаток газовых турбин, а это приводит к возникновению дополнительных потерь энергии. На сегодняшний день число работ экспериментального и теоретического характера, посвященных аэродинамике решеток с выпуском охладителя в проточную часть не так велико. Основное внимание уделяется тепловому состоянию лопаток. Единого мнения относительно влияния места выпуска охладителя на профиле на его аэродинамические качества нет. Современная лопатка соплового аппарата (рисунок 1) имеет множественные перфорации по всему профилю и по торцевой стенке, что еще более усиливается влияние вторичных течений. В коротких лопатках уже весь межлопаточный канал оказывается пронизанным вторичными течениями. Вторичные вихри активно взаимодействуют со струями охладителя и поэтому рассматривать отдельно потери от вторичных вихрей и от смешения струй охладителя уже нельзя.



**Рисунок 1 – Блок сопловых лопаток современной охлаждаемой турбины**

Анализ опубликованных работ показывает, что выпуск охладителя через перфорацию на входной кромке практически не влияет на аэродинамическую эффективность и углы выхода потока [1]. С учетом эффективности использования хладоресурса воздуха при заградительном охлаждении выходных кромок предпочтительнее выпускать воздух в перфорацию со стороны корытца или в выходную кромку лопатки. При этом на корытце лопаток имеется интенсивное вторичное течение, направленное к торцевым стенкам решетки. Это течение

в дальнейшем вовлекается в канальный вихрь и влияет на суммарные потери в решетке. При выдуве на корытце профиля определяющими факторами, влияющими на аэродинамическую эффективность решетки, будут место, угол и параметр выдува. Поэтому необходимо проанализировать зависимость места и параметров выдува на корытце на аэродинамическую эффективность решетки.

### МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА И РАСЧЕТА

Было проведено экспериментальное исследование влияния местоположения и параметров выдува воздуха со стороны корытца профиля на потери в решетке соплового аппарата со следующими геометрическими параметрами: ширина горла решетки  $a_r = 28$  мм;  $t = 102$  мм – шаг решетки;  $\beta_{2p} = \arcsin(a_r/t) = 16^\circ$ ;  $l = 165$  мм – хорда решетки; толщина выходной кромки -  $d_2 = 4$  мм;  $\beta_{1,l} = 90^\circ$ ,  $\beta_{2,l} = 20^\circ$  – входной и выходной углы лопаток. Высота рабочей части решетки составляла  $h = 70$  мм. В данном случае смыкания вторичных течений не возникает и поле скоростей симметрично относительно оси [2]. Решетка состояла из пяти лопаток. Центральная лопатка являлась полой и к ней от автономного компрессора подводился воздух. На корытце профиля были выполнены отверстия для выдува в проточную часть. Были выполнены столбцы отверстий на различных расстояниях от выходной кромки, каждый из которых имел 10 отверстий по высоте решетки. Исследовался выдув под углом  $\alpha_0 = 40^\circ$  и  $\alpha_0 = 90^\circ$  к основному потоку. Рассматривался выдув через столбцы отверстий, а также через ряды, расположенные на различной высоте от торцевой стенки. При этом также варьировался относительный расход выдуваемого воздуха. В каждой продувке открывался один ряд отверстий, либо один столбец.

Продувки решеток осуществлялись с помощью низконапорной воздуходувки при значении числа Рейнольдса, определяемого на хорде профиля по выходным параметрам потока, порядка  $(1,5 \dots 3,7) \cdot 10^5$ . Показания снимались при помощи автоматизированного измерительного стенда РГАТА имени П.А. Соловьева. Шаг измерений составлял 1 мм как по высоте решетки, так и по шагу.

Измерялось поле полных давлений на выходе из решетки и в каждой точке рассчитывался коэффициент потерь кинетической энергии по соотношению

$$\zeta = 1 - \frac{W_2^2}{W_{2t}^2} = 1 - \frac{p_2^* - p_2}{p_1^* - p_2}$$

где  $p_2^*$  – полное давление потока за решеткой;

$p_2$  – статическое давление на выходе (принималось равным атмосферному);

$p_1^*$  – полное давление перед решеткой;

$W_2$ ,  $W_{2t}$  – соответственно действительная и теоретическая скорости потока за решеткой.

Для расчетной оценки течения воздуха в турбинной решетке с выдувом охладителя через перфорации на корытце сопловой лопатки и его влияния на потери в среде CAD/CAM системы Unigraphics выполнена модель геометрии плоской сопловой решетки, представленной на рисунке 2. Параметры модели полностью соответствовали условиям эксперимента.

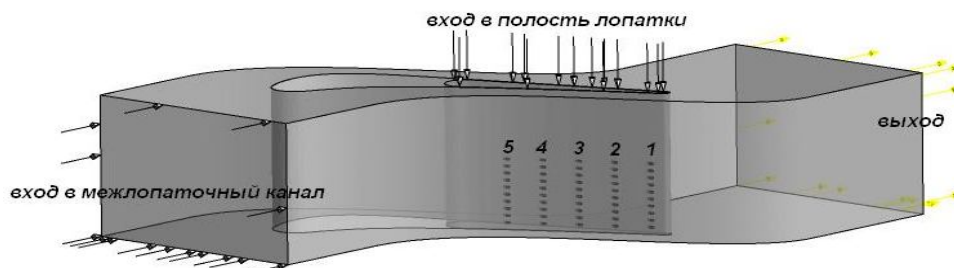


Рисунок 2 – Расчетная схема межлопаточного канала и схема расположения перфораций на профиле

Численный анализ основывался на решении системы дифференциальных уравнений Навье–Стокса, осредненных по Рейнольдсу. Инструментом исследования является вычислительный комплекс газовой динамики ANSYS CFX-11, базирующийся на методе конечных объемов с неявным алгоритмом интегрирования. Для расчета задач газодинамики выполнена неструктурированная гексагональная сетка, отвечающая всем основным требованиям качества: высота первой ячейки составляет  $10^{-6}$  м; соотношение между рядом стоящими ячейками не превышает 1,3; стыкуемые ячейки совпадают. Общее количество узлов расчетной сетки составляет 1321835. Расчеты выполнены с использованием единых установок для решателя и остановлены при достижении уровня сходимости по нормализованным среднеквадратическим невязкам ниже  $5e-5$ . Результатом расчета являлось поле скоростей, которое пересчитывалось в поле потерь. Расчетное и экспериментальное поля потерь усреднялись по расходу и результатом являлся суммарный коэффициент потерь в решетке.

Эффективность решеток с открытым воздушным охлаждением принято характеризовать термодинамическим коэффициентом потерь решетки, определяемым с учетом располагаемой энергии вдуваемого воздуха:

$$\zeta_{th} = \frac{\zeta(1 + \bar{G})}{1 + \bar{G} \frac{W_{et}^2}{W_{2t}^2}}, \quad (1)$$

где  $W_{et}$  – теоретическая (располагаемая) скорость вдуваемого воздуха;

$\bar{G}$  – относительный расход выдуваемого воздуха.

Исследовался изотермический выдув воздуха. Это следует признать обоснованным, так как проблема переноса результатов определения газодинамической эффективности решеток с выдувом охладителя, полученных в изотермических условиях, на натурные решена достаточно давно. [3]. Для решения задачи достаточно зависимость потерь в решетке от  $\bar{G}$  заменить зависимостью от  $\bar{G} \sqrt{T_e^*/T_2^*}$ , где  $T_e^*$  – температура охлаждающего воздуха,  $T_2^*$  – температура основного потока в решетке.

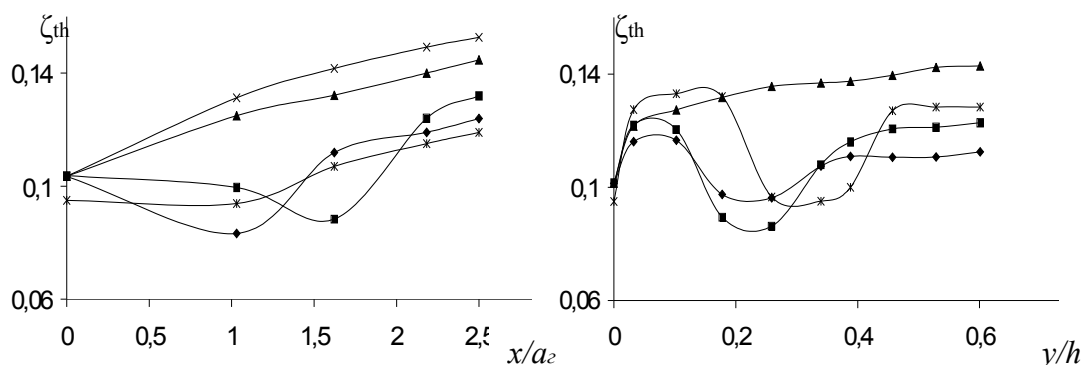
### **РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТА И РАСЧЕТА, ИХ АНАЛИЗ**

Результаты исследования показывают, что местоположение выдува оказывает влияние на потери в решетке. Подробные поля потерь, как расчетные так и экспериментальные представлены в работе [4]. На положение канального вихря выдув на корытце не влияет, так как он расположен у спинки противоположной лопатки, однако интенсивность вторичного течения в решетке напрямую зависит от стекающих с корытца лопаток вторичных масс. Воздух, выдуваемый на корытце лопатки, активно взаимодействует с пограничным слоем на корытце, и в дальнейшем попадает во вторичный вихрь. Поэтому суммарные потери в решетке будут различными, в зависимости от количества вторичных масс в межлопаточном канале. Это иллюстрирует рисунок 3(а), на котором представлено влияние на суммарные потери в решетке удаления столбцов перфорации от выходной кромки ( $x$  – расстояние от выходной кромки по корытцу лопатки).

Видно, что выдув под углом  $90^\circ$  к основному потоку всегда приводит к увеличению потерь в решетке. Он пронизывает ядро потока и создает дополнительную область повышенных потерь со стороны корытца. Следует отметить, что такой выдув и не применяется в реальных сопловых аппаратах газовых турбин. На корытце лопаток в основном углы выдува не превышают  $60^\circ$ . Выдув под углом  $40^\circ$  создает на лопатках заградительную пелену, которая интенсивно взаимодействует с потоком на корытце лопатки, направленным к торцевой стенке. При этом на корытце лопатки наблюдается область, выдув в которую приводит к уменьшению потерь в решетке, причем, чем больше расход вдуваемого воздуха, тем эта область располагается дальше от выходной кромки. Аналогичные по характеру результаты дает и численное моделирование.

Этот эффект можно объяснить следующим образом. Стекающие со стороны корытца вторичные массы вовлекаются в канальный вихрь. Вдуваемый воздух препятствует этому, но

до тех пор, пока его энергии хватает для удержания вторичного потока. Чем больше расход через ряд отверстий, тем на большее расстояние хватает заградительной пелены. При удалении места вдува от выходной кромки потери стабилизируются и перестают зависеть от места вдува. Координаты точки вдува с минимальными потерями зависит от двух факторов – относительного расхода воздуха и параметра вдува. Характер взаимодействия струи воздуха и пограничного слоя на корытце лопатки зависит от траектории струи охладителя. Анализ результатов показывает, что положение минимума потерь в решетке практически соответствует экстремальной точки струи и может быть оценено по выражению (2), аналогичному, представленному в работе [5].



**Рисунок 3 – Изменение потерь в решетке при изменении местоположения вдува на корытце профиля а) вдув через столбцы перфораций на различном расстоянии от выходной кромки, б) вдув через ряды перфораций на различной высоте от торцевой стенки:**  
 ◆ - эксперимент  $G=0,01$ ,  $\alpha_0=40^\circ$ ; ■ - эксперимент,  $G=0,02$ ,  $\alpha_0=40^\circ$ ;  
 ▲ - эксперимент,  $\alpha_0=90^\circ$ ; × - эксперимент,  $G=0,02$ ,  $\alpha_0=90^\circ$ ;  
 \* - расчет,  $G=0,01$ ,  $\alpha_0=40^\circ$ ; x – расстояние от выходной кромки до столбца перфораций; y - расстояние от торцевой стенки до ряда перфораций

$$\left(\frac{x}{d}\right)_{onm} = 14 \frac{\sin \alpha_0}{\sin \delta} \frac{y_{max}}{d}, \quad (2)$$

где  $d$  – диаметр отверстий вдува;

$y_{max}$  – глубина проникновения струи в поток;

$\delta$  – угол наклона плоскости изгиба струи.

Методика расчета параметров, входящих в формулу (2) достаточно подробно изложена в работе [5].

В случае вдува через отверстия, расположенные в ряд вдоль профиля также отмечается влияние местоположения этих отверстий на параметры потока за решеткой. На рисунке 3(б) показана зависимость потерь при поднятии ряда отверстий над торцевой стенкой. Видно, что поперечный вдув также всегда приводит к увеличению потерь в решетке. При вдуве под углом  $40^\circ$  минимальные потери в решетке будут, если поднять вдув на высоту порядка удвоенной толщины входного пограничного слоя. При расположении вдува ниже этой высоты потери увеличиваются, так как здесь вдув попадает собственно во вторичное течение и получается внесение дополнительной энергии во вторичный поток. При поднятии отверстий вдув становится аналогом перегородки на профиле и препятствует перетеканием по корытцу лопатки к торцевой стенке, что в результате приводит к снижению вторичных потерь. Расчет так же показал наличие места вдува на лопатке, характеризующего минимальные потери в решетке (рисунок 3б). При расчете минимальные потери получились при несколько большей высоте вдува. При расположении вдува в средней части решетки струи воздуха создают дополнительную концентрацию неактивных масс жидкости, что опять увеличивает потери.

Для получения достаточно точных результатов при численном моделировании необходимо наличие полной информации по полю параметров на входе в решетку. В данном случае оно задавалось по результатам эксперимента. Расчет, выполненный в предположении

равномерного входа в решетку дает результаты, значительно отличающиеся не только количественно, но и качественно. На стадии раннего проектирования дополнительные потери от выдува воздуха на корытце профиля можно оценить по выражению, по своей структуре аналогичному, представленному в работе [6] для выдува на торцевой стенке:

$$\zeta_{охл} = \sum_n k \bar{G}_i \sqrt{\frac{T_6^*}{T_2^*}} \left( \frac{h}{a_r} \right)^{-1,5} \left( 1 - \frac{W_{et}}{W_{2t}} \cos \alpha_{0i} \right), \quad (3)$$

где  $n$  – количество рядов перфораций по профилю лопатки;

$\bar{G}_i$  – относительный расход охлаждающего воздуха через соответствующий ряд перфораций;

$$k = 15 \text{ при } x > 2 \left( \frac{x}{d} \right)_{онм}, k = 11 \text{ при } x < 2 \left( \frac{x}{d} \right)_{онм};$$

$W_{et}, W_{2t}$  – скорости соответственно вдуваемого воздуха и основного потока в решетке в месте выдува;

$\alpha_0$  – угол выдува.

Эти дополнительные потери необходимо добавлять к профильным и вторичным потерям, которые могут быть определены одним из известных методов. [2].

Из представленных результатов можно сделать вывод, что хотя при проектировании сопловой лопатки первоочередной задачей является организация охлаждения, однако при рациональном выборе места выдува воздуха и параметров выдува возможно повышение КПД турбины.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Экспериментальное исследование аэродинамических характеристик турбинных решеток при вдуве охладителя через проницаемые материалы. Инженерные рекомендации по практическому определению потерь энергии и угла выхода потока из решетки с охлаждением через проницаемые материалы. Технический отчет по этапу II календарного плана на 1980 год хозяйственного договора № 5108. – Казанский ордена Трудового Красного Знамени авиационный институт им. А. Н. Туполева. – 91 с.
2. Богомолов Е.Н. Гидродинамика вторичных течений в турбомашинах / Е.Н. Богомолов. - Рыбинск: Изд. РГАТА. 1998 в 2х. частях, 158 с.
3. Локай, В.И. К вопросу обобщения опытных данных по исследованию влияния выпуска охлаждающего воздуха в проточную часть на КПД турбинной решетки / В.И. Локай, Б.А. Кумиров // Изв. вузов. Авиационная техника. – 1971. - №4. - С. 129 – 135.
4. Вятков, В.В. Исследование влияния системы охлаждения на газодинамическую эффективность сопловых аппаратов газовых турбин / В.В. Вятков, Н.Н. Ковалева, А.М. Тошаков // Авиационные двигатели и энергетические установки: материалы научно-практической конференции. – Рыбинск, 2009. - С. 85-89.
5. Богомолов, Е.Н. Рабочие процессы в охлаждаемых турбинах газотурбинных двигателей с перфорированными лопатками / Е.Н. Богомолов. - М.: Машиностроение, 1987. - 156 с.
6. Венедиктов, В.Д. Газодинамика охлаждаемых турбин / В.Д. Венедиктов. - М. Машиностроение, 1990. - 154 с.

### **Вятков Владимир Вячеславович.**

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия имени П.А. Соловьева, г. Рыбинск  
Кандидат технических наук, доцент кафедры “Авиационные двигатели”  
Тел. (4855) 28-04-71  
E-mail: adrgata@rambler.ru

### **Ковалева Наталья Николаевна**

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия имени П.А. Соловьева, г. Рыбинск  
аспирант кафедры “Авиационные двигатели”  
Тел. (4855) 28-04-71  
E-mail: kovaleva\_nn@mail.ru

### **Тошаков Александр Михайлович**

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия имени П.А. Соловьева, г. Рыбинск  
Студент 5 курса кафедры “Авиационные двигатели”  
Тел. (4855) 28-04-71  
E-mail: adrgata@rambler.ru

Н.Г. ДЕМИНА, Д.В. КАРТЕЛЕВ

## СТРУКТУРНО-ПАРАМЕТРИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ АППАРАТОВ С ПЕРЕМЕШИВАЮЩИМИ УСТРОЙСТВАМИ

*Изложена общая схема работы программного комплекса, который на основе заданных условий технологического процесса и физико-химических параметров рабочей среды осуществляет структурно-параметрический синтез аппаратов с перемешивающими устройствами, устанавливая взаимосвязь между структурой, режимом работы аппарата и затратами мощности на проведение данного технологического процесса.*

**Ключевые слова:** *структурно-параметрический синтез, математический аппарат, гидродинамический расчет, компоновка, оптимизация.*

*General scheme of the software system, which is based on specific process conditions and physicochemical parameters of the working environment implementing structural and parametric synthesis apparatus with mixing devices, establishing the relationship between structure and mode of the apparatus and the cost of power to carry out this process.*

**Key words:** *structural and parametric synthesis, mathematical tools, hydrodynamic calculation, the layout, optimization.*

Аппараты с перемешивающими устройствами являются наиболее распространенным видом оборудования, используемого в химической, нефтехимической, биохимической технологии, строительстве для проведения различных физических и химических процессов. Выбор компоновки, конструктивные особенности, режимы работы таких аппаратов определяются характеристикой процесса, свойствами перемешиваемой среды, производительностью технологической линии, температурными параметрами процесса, давлением и др.<sup>1</sup>. Такое многообразие факторов, влияющих на выбор конструкции, затрудняет задачу оптимального проектирования аппаратов в короткие сроки стандартными методами, препятствуя формированию гибкой производственной инфраструктуры предприятия, способной мобильно реагировать на быстро изменяющиеся потребности рынка<sup>2</sup>.

Известно, что наибольшее время при проектировании затрачивается на начальных стадиях<sup>3</sup>, поэтому сокращение сроков разработки технической документации возможно за счет автоматизации концептуальной стадии проектирования<sup>4</sup>. Исходя из этого, для решения поставленной проблемы разрабатывается программный продукт, который осуществляет структурно-параметрический синтез аппаратов с перемешивающими устройствами, позволяя автоматизировать концептуальную стадию проектирования. Математический аппарат программного комплекса разрабатывается в среде математического моделирования Maple.

Использование данного программного продукта позволит получить ряд альтернативных проектных решений компоновок, режимов и условий работы аппарата; обеспечить проведение их экспресс-анализа и выбор оптимального варианта по заданным оптимизируемым критериям.

Общая схема алгоритма работы разрабатываемого программного комплекса представлена на рисунке 1.

На этапе ввода типа химической реакции пользователь выбирает тип химической реакции в зависимости от агрегатного состояния фаз, образующих систему. Программой на выбор предлагается 4 типа: гомогенизация для фаз: взаиморастворимые и взаимосмешиваемые жидкости; эмульгирование для фаз: нерастворимые жидкости; суспендирование для фаз: твердое тело и жидкость; барботаж для фаз: газ и жидкость. Фрагмент математического модуля из Maple приведен ниже на рисунке 2.

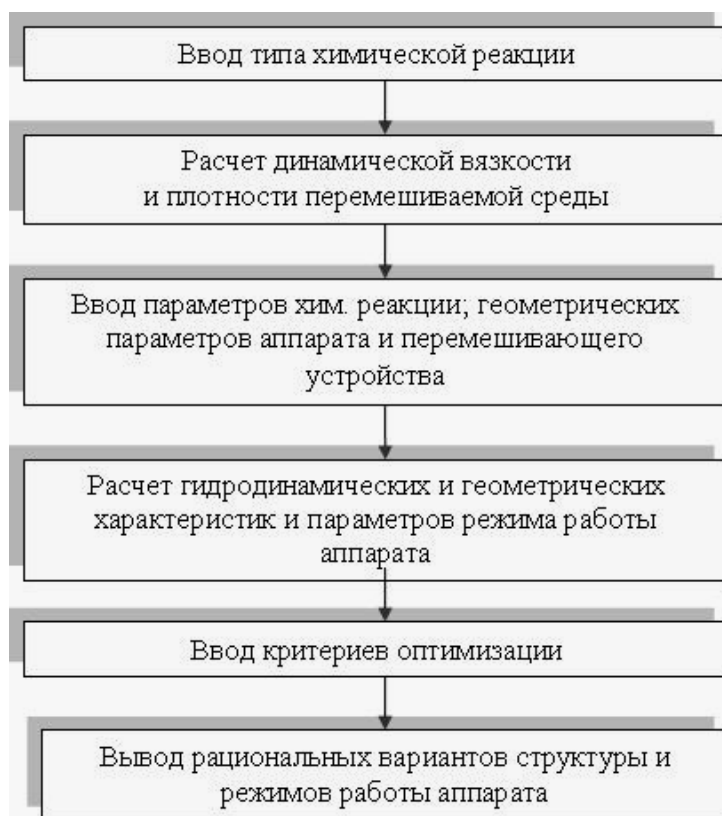


Рисунок 1 – Общая схема системы структурно-параметрического синтеза аппаратов с перемешивающими устройствами

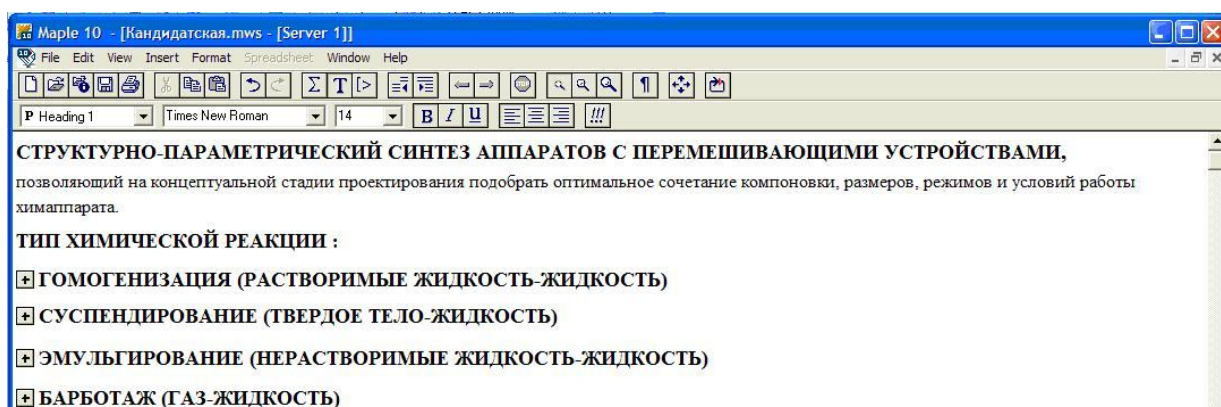


Рисунок 2 – Фрагмент расчетного модуля из Maple на этапе ввода типа химической реакции

После выбора типа химической реакции программа рассчитывает коэффициент динамической вязкости и плотность перемешиваемой среды по введенным пользователями характеристикам фаз. Далее на рисунках 3 и 4 приведены фрагменты из Maple для расчета коэффициента динамической вязкости и плотности взаимосмешиваемых и взаимо-растворимых сред.

Определив динамическую вязкость и плотность перемешиваемой среды (в том случае, если они заранее неизвестны) и учитывая тип химической реакции, программа (по экспертным данным) выбирает оптимальные типы мешалок для данного технологического процесса. Выбранные типы отображаются на экране, после чего расчет характеристик может вестись программой по всем предложенным вариантам, либо по тем, которые отметит пользователь.

```

[> restart;]
[- Взаиморастворимые и смешивающиеся среды]
[- Коэффициент динамической вязкости  $\mu$ ]
[Объем 1 жидкости]
[> v1:=2.];
[Объем 2 жидкости]
[> v2:=1.];
[Объемная доля 1 жидкости]
[> phi:=v1/(v1+v2);]
[Динамическая вязкость 1 жидкости]
[> mu1:=10.];
[Динамическая вязкость 2 жидкости]
[> mu2:=2.];
[- Динамическая вязкость взаимосмешиваемых сред]
[Если mu1>2*mu2]
[> mu:=mu1;]
[Если mu1<2*mu2]
[> mu:=mu1^(1-phi)*mu2^phi;]

```

**Рисунок 3 – Фрагмент расчетного модуля из Maple для определения коэффициента динамической вязкости взаимосмешиваемых и взаиморастворимых сред**

```

[- Плотность взаиморастворимых и взаимосмешиваемых жидкостей]
[Плотность 1 жидкости]
[> rho1:=500.];
[Плотность 2 жидкости]
[> rho2:=800.];
[плотность взаиморастворимых и взаимосмешиваемых жидкостей]
[> rho:=phi*rho1+(1-phi)*rho2;]

```

**Рисунок 4 – Фрагмент расчетного модуля из Maple для определения плотности взаимосмешиваемых и взаиморастворимых сред**

Далее пользователю предлагается ввести основные параметры химической реакции (степень однородности, кратность циркуляции, рабочий объем жидкости и др.), а также основные геометрические параметры аппарата по каждому типу мешалки (диаметр аппарата, диаметр мешалки, расстояние от дна аппарата до мешалки и т.д.), используя базы данных (БД). Остальные требуемые для гидродинамического расчета характеристики программа выполняет сама. Ниже на рисунке 5 показан фрагмент расчетного модуля из Maple, на котором представлен ввод основных параметров химической реакции и геометрических параметров для аппарата с мешалкой шнекового типа, а также осуществлен расчет программой недостающих геометрических параметров мешалки. После того как введены и рассчитаны основные геометрические параметры, программа начинает выполнять гидродинамические расчеты (расчеты тангенциальной, аксиальной и радиальной составляющей скорости и др.), а также расчеты параметров режима работы аппарата (мощность, частоту или время перемешивания и др.).



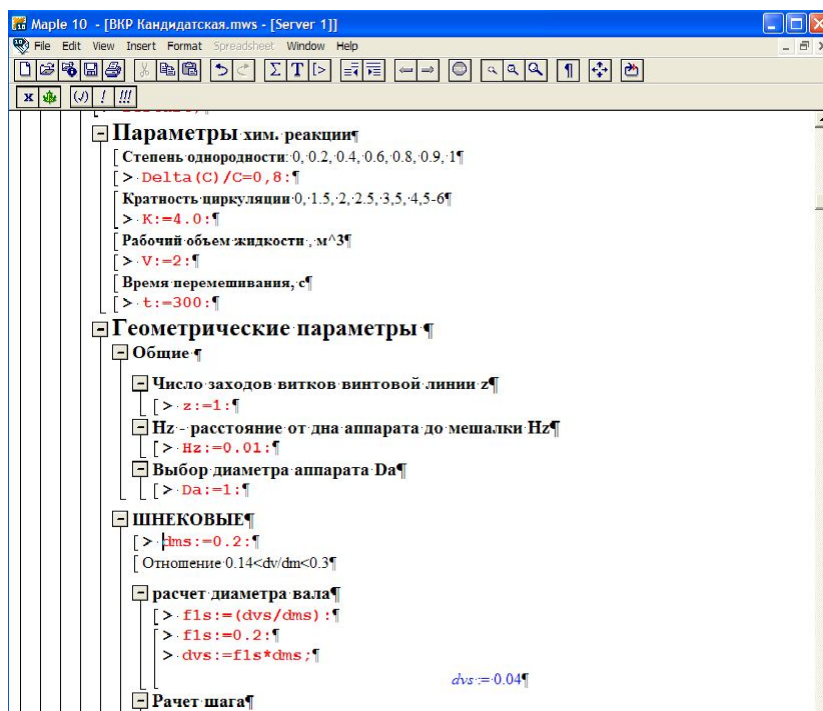


Рисунок 5 - Фрагмент расчетного модуля из Maple для ввода основных характеристик химической реакции и геометрических параметров аппарата с мешалкой шнекового типа

Фрагмент гидродинамического расчета по аппаратам со шнековыми и ленточными типами мешалок приведен ниже на рисунке 6. График зависимости мощности мешалки от частоты вращения (для мешалок шнекового типа), как один из показателей расчета параметров режима работы аппарата приведен далее на рисунке 7.

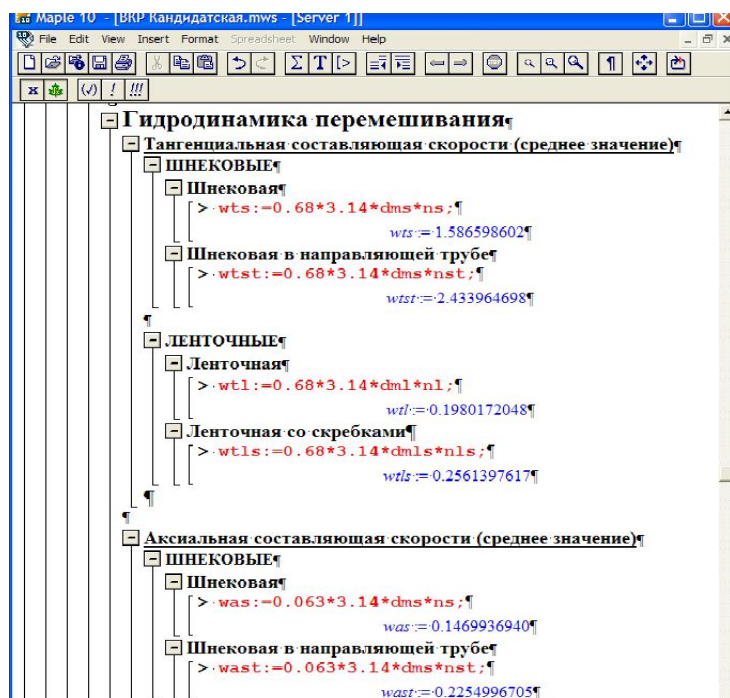


Рисунок 6 – Фрагмент расчетного модуля из Maple для гидродинамического расчета по аппаратам со шнековыми и ленточными типами мешалок

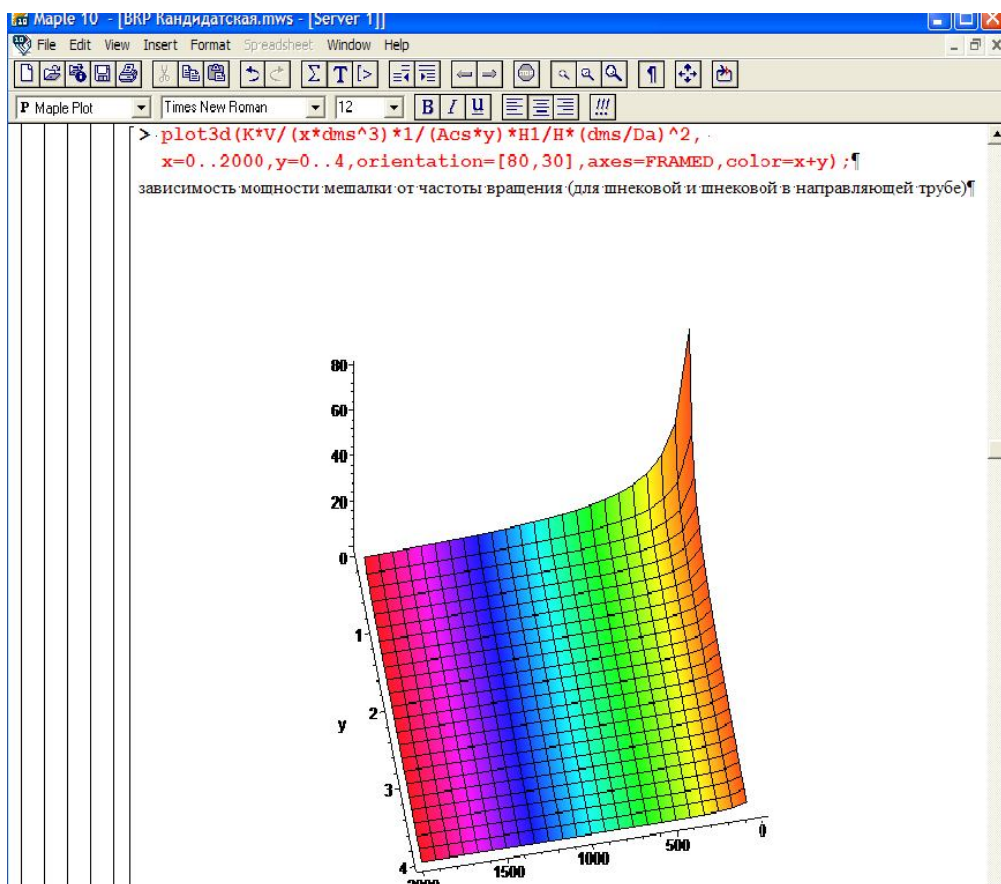


Рисунок 7 – Фрагмент расчетного модуля из Maple, отображающий график зависимости мощности мешалки от частоты вращения (для мешалок шнекового типа)

Сделав все необходимые расчеты, программа выводит на экран варианты компоновок, режимов работы и гидродинамические характеристики рассчитанных аппаратов с перемешивающими устройствами, после чего пользователю предлагается ввести требуемые критерии оптимизации. По этим данным программа осуществляет экспресс-анализ выбранных вариантов, оптимизирует их по заданным критериям и выводит на экран оптимальный вариант структуры и режима работы аппарата.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Стренк, Ф. Перемешивание и аппараты с мешалками / Ф. Стренк. - Л.: Химия, 1975. - 384 с.
2. Брагинский, Л.Н. Перемешивание в жидких средах / Л.Н. Брагинский, В.И. Бегачев, В.М. Барабаш. - Химия, 1984. - 336 с.
3. Зарубин, В.С. Математическое моделирование в технике / В.С. Зарубин. - М.: МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2001. - 496 с.
4. Норенков, И.П. Системы автоматизированного проектирования. Кн. 1. Принципы построения и структура. / И. П. Норенков. М.: Высшая школа, 1986. -127 с.

### Демина Наталья Григорьевна

Тихоокеанский государственный университет, г. Хабаровск  
 Аспирант кафедры «Компьютерное проектирование и сертификация машин»  
 Тел. (4212) 42-74-82  
 E-mail: nataly@pravmail.ru

### Каргелев Дмитрий Владимирович

Тихоокеанский государственный университет, г. Хабаровск  
 Кандидат технических наук, доцент кафедры «Компьютерное проектирование и сертификация машин»  
 Тел. (4212) 37-52-59  
 E-mail: pilot@kpsm.khstu.ru

# КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТЫ, МАТЕРИАЛЫ

УДК 621.9.048.6:621.794

А.П. БАБИЧЕВ, В.В. ИВАНОВ, Я.С. БУЛГАКОВ

## ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ, ИЗНОСОСТОЙКОСТИ И МИКРО/НАНОПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ ВИБРАЦИОННОГО МЕХАНОХИМИЧЕСКОГО ПОКРЫТИЯ ДИСУЛЬФИДА МОЛИБДЕНА $MoS_2$

*В статье представлены материалы по исследованию микро/нанопрофиля поверхности металла с нанесённым твердосмазочным покрытием - дисульфида молибдена ( $MoS_2$ ).*

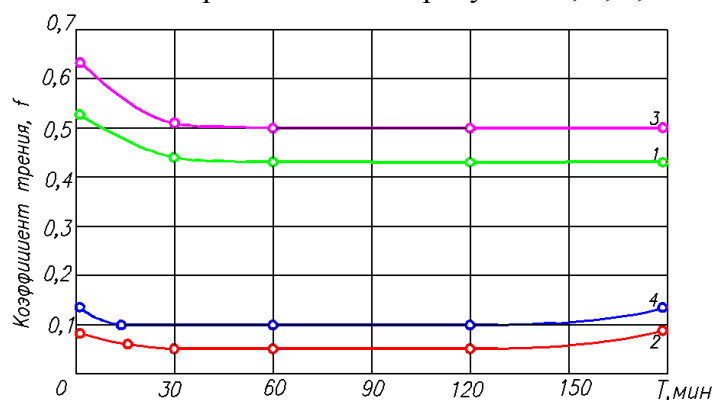
**Ключевые слова:** *вибрационная механохимия; дисульфид молибдена ( $MoS_2$ ); дисульфид вольфрама ( $WS_2$ ); микро/нанопрофиль поверхности.*

*In article materials on research микро/нанопрофиля are submitted to a surface of metal with put твердосмазочных a covering - дисульфида molybdenum ( $MoS_2$ ).*

**Key words:** *vibrating mechanics-chemistry; disulphide molybdenum ( $MoS_2$ ); disulfide tungsten ( $WS_2$ ); micro/nano structure surfaces*

Уникальные свойства твердосмазочных покрытий типа дисульфид молибдена ( $MoS_2$ ), вольфрама ( $WS_2$ ), графита и не менее уникальные свойства вибрационной механохимии (ВиМХ), создают предпосылки для повышения износостойкости ответственных деталей, входящих в пары трения различных изделий. Дисульфид молибдена обладает слоистой структурой, в которой есть «прочные» и «плотные» слои, в достаточно большой степени удаленные друг от друга. При этом в слое, покрывающем поверхность трения имеются сильные связи, тогда как связь между слоями слабая. Такие свойства твердосмазочного покрытия обеспечивают «лёгкое» скольжение трущихся поверхностей относительно друг друга, существенное снижение коэффициента трения и изнашивания пары трения. Высокая адгезия дисульфида молибдена к металлам обусловлена прочными молекулярными связями, образуемыми атомами серы с металлом. Дисульфид молибдена имеет гексагональную слоистую решетку в форме призматического шестигранника. Такое строение кристаллической решетки обеспечивает наличие важных для смазочных материалов высоких адгезионных свойств.

Произведена экспериментальная проверка технологии нанесения и эксплуатационных характеристик твердосмазочного покрытия ( $MoS_2$ ) в процессе вибрационной механохимической обработки и сравнительных испытаний на машине трения СМЦ-2, по стандартной методике. Результаты исследований представлены на рисунках 1, 2, 3, 4.



**Рисунок 1 – Исследование коэффициента трения пар**  
1-ШХ15-40X-исходные; 2-ШХ15-покрытие  $MoS_2$ -40X-исходные;  
3- 40X-чугун СЧ21-40-исходные; 4- 40X-покрытие  $MoS_2$ -чугун СЧ21-40-исходные

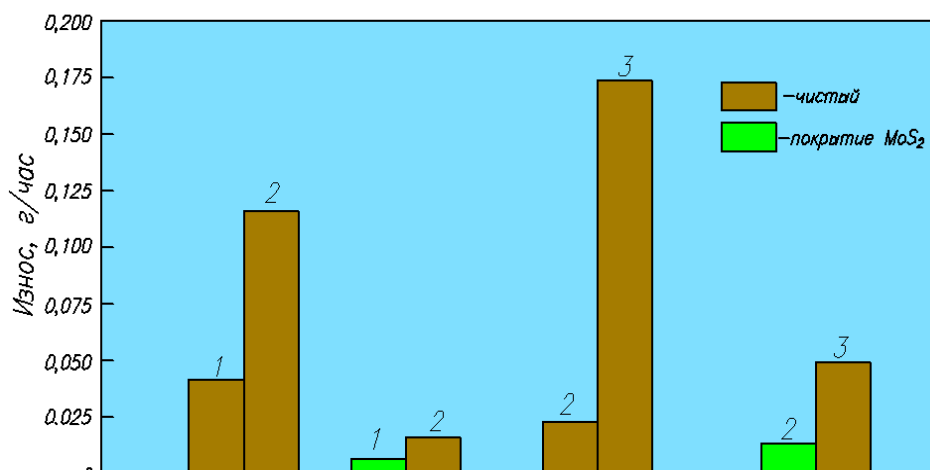


Рисунок 2 – Исследование износостойкости пар трения образцов: 1-сталь 3X15; 2- сталь 40X ; 3- чугун СЧ21-40

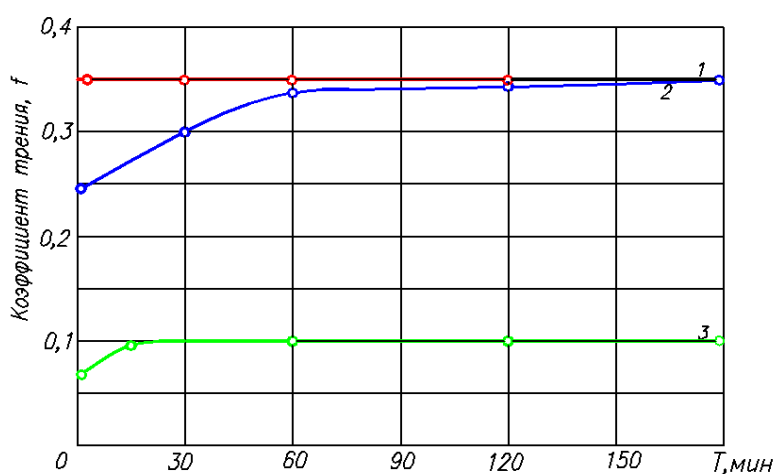


Рисунок 3 – Результаты испытаний образцов из титановых сплавов BT-20 при трении качения с 20%-ым проскальзыванием, нагрузке 40кГ( $q=900\text{кГс/см}$ )- при комнатной температуре, без смазки; 1-исходные; 2- виброупрочненные; 3- покрытые MoS<sub>2</sub>

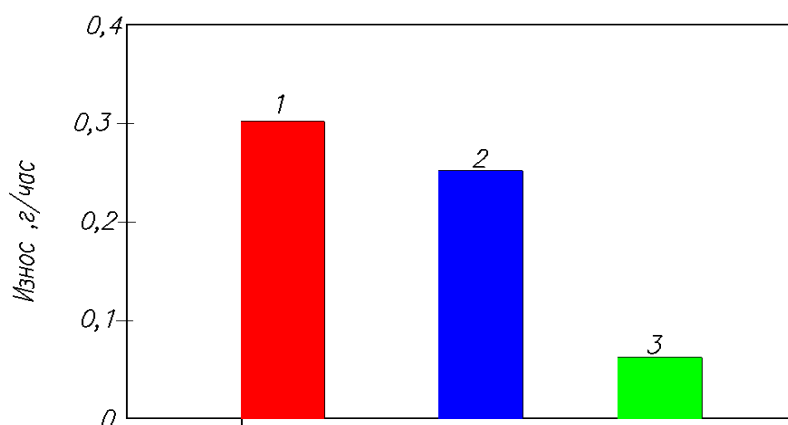


Рисунок 4 – Износостойкость пар трения образцов из сплава BT-20 и сталь 1X12H2BMФ; 1- исходные; 2- виброупрочненные; 3-покрытые MoS<sub>2</sub>

Представленные результаты показывают, что процесс вибрационного механохимического покрытия MoS<sub>2</sub> приводит к снижению коэффициента трения и повышению износостойкости пар трения при работе не только в воздушной среде, но и в среде масла. Износ при работе в течении 3-х практически не отмечен. Наличие слоев различных атомов в структуре

дисульфида молибдена создает условия легкого скольжения их плоскости спайности. Известно, что пленка  $\text{MoS}_2$  толщиной 1 мкм состоит из 1600 слоев с плоскостями скольжения между ними.

Большое влияние на антифрикционные свойства покрытия оказывает наноразмерность и ориентация его частиц, а также нанорельеф поверхности основы. В процессе нанесения покрытия дисульфида молибдена вибрационным способом обеспечивается ориентация частиц базовыми плоскостями параллельно плоскости скольжения и процесс приработки покрытия в этом случае практически отсутствует.

В зависимости от условий эксплуатации и материала пар трения снижения коэффициента трения достигает от 3-х до 9-х раза, а увеличение их износостойкости от 4-х до 20-и раз.

С целью изучения механизма образования твердосмазочного покрытия  $\text{MoS}_2$  в процессе ВиМХО исследован микро/нанопрофиль покрываемой поверхности и порошка  $\text{MoS}_2$ . Исследования проведены с использованием электронного микроскопа SUPRA25, позволяющего изучать поверхность металла, материал покрытия, вести непрерывный контроль процесса, электронно-лучевую литографию, вести анализ отказов и наблюдение материалов с ультра малыми размерами (нм) размерами зерен, анализ включений в сплавах и сталях, анализ изломов или разработку новых материалов.

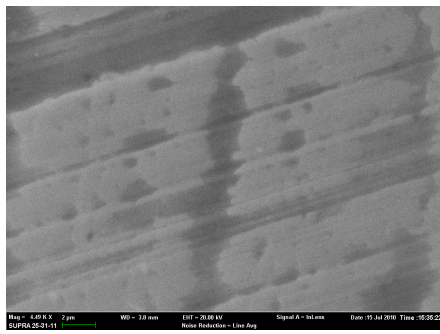


*Рисунок 5 – Аналитический автоэмиссионный электронный микроскоп Zeiss SUPRA25*

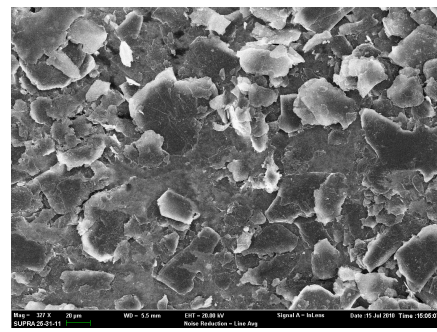
Ниже представлена серия снимков рисунок 6, характеризующих наноразмерную картину микро/нанопрофиля исходной поверхности покрываемого образца из стали 3 и порошка  $\text{MoS}_2$  в исходном состоянии; затем получены снимки поверхности образца с покрытием  $\text{MoS}_2$ . Снимки произведены с различным увеличением и с различных позиций (изменением наклона предметного стола).

Полученные снимки дают представление о характере микро/нанопрофиля покрываемой поверхности и покрытия, осуществляющих важную роль в их соединении.

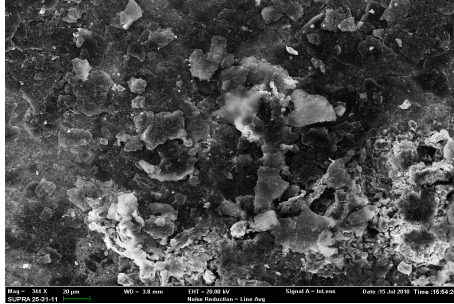
В представленной работе показано образование «нанослоевой дисперсии»  $\text{MoS}_2$  при механическом (виброударном) воздействии в среде стальных шаров диаметром 3-5 мм на бинарную смесь и порошка дисульфида молибдена. Интересные данные получены в результате изменения угла наклона предметного стола  $30^\circ$  (рисунок 6 и.к.). Впервые получены фотографии покрытия в таком ракурсе без изготовления шлифа поверхности. Это дало возможность увидеть внешний вид поверхности без физического изменения. На фото отчетливо видно, что при наличии крупных слоистых микро структур дисульфида молибдена 2-4 мкм. (рисунок 6 и.к.) образующих (крышу) покрытия присутствуют и наноструктуры 100-200 нм. хаотично переплетенные между собой и крупными частицами (рисунок 6 и.к.ж.з.). Данное построение вибрационного механохимического покрытие придает дополнительный стимул для изучения и формирования новых композиционных покрытий с включением в состав материалов на микро/наноуровне. Одним из перспективных направлений ВиМХП требующих глубоких исследований является внедрение в покрытие Carbon NanoTube (CNT) обладающих исключительной прочностью (на порядок выше стали), такое воздействие не приводит к их разрушению, но порождает разрыв вандерваальсовых связей в  $\text{MoS}_2$  с образованием монослоев.



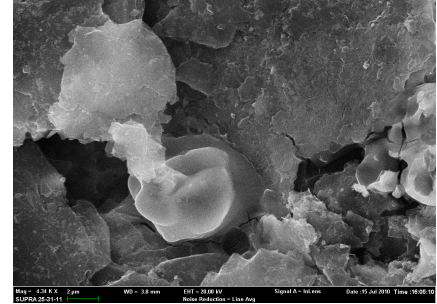
(a)



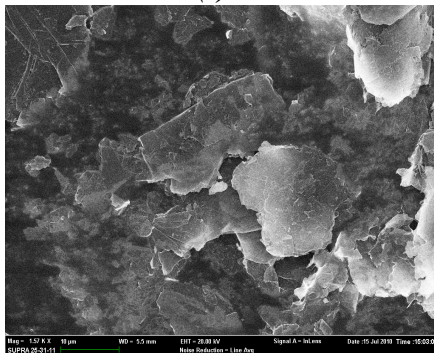
(б)



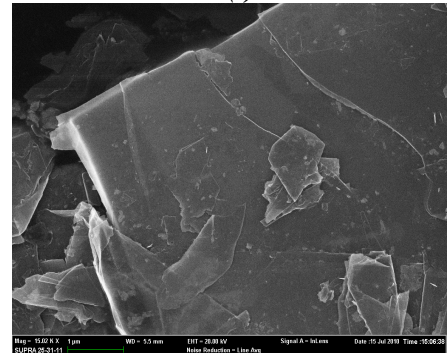
(в)



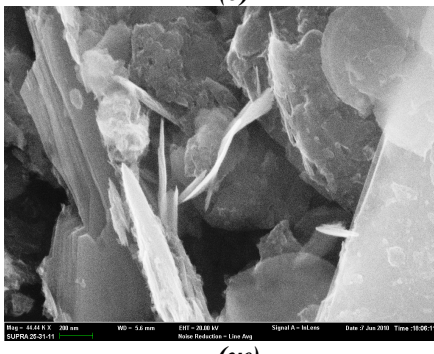
(г)



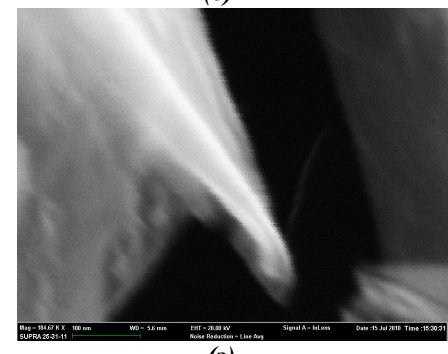
(д)



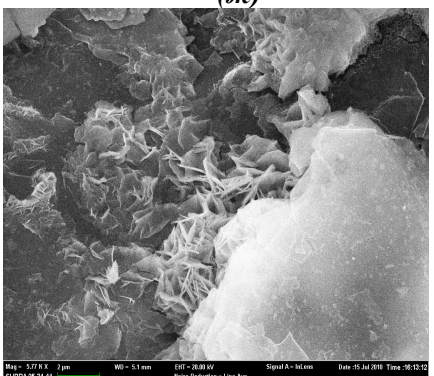
(е)



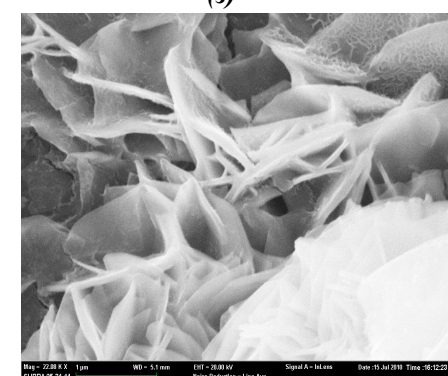
(ж)



(з)



(и)

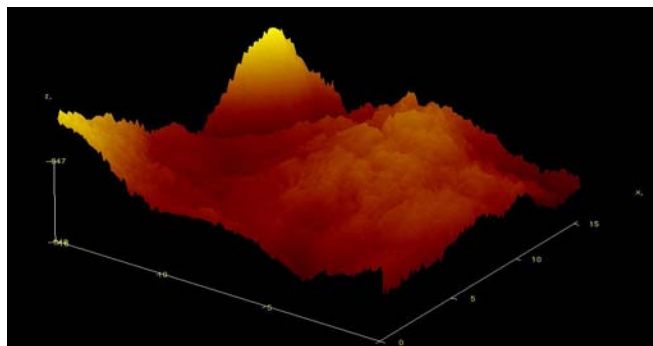


(к)

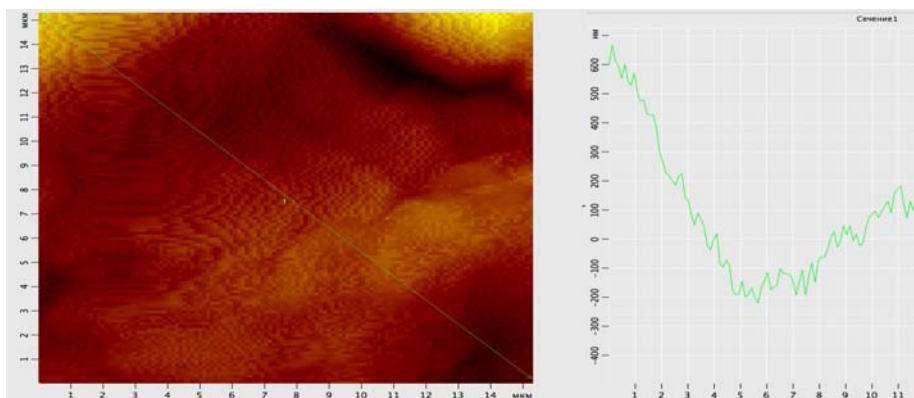
Рисунок 6 – Наноразмерную картину микро/нанопрофиля исходной поверхности покрываемого образца из стали 3 (а) и порошка  $MoS_2$  в исходном состоянии (б); снимки поверхности образца с покрытием  $MoS_2$  (в – к)

Такие слои за счет сильного ковалентного взаимодействия между молекулами  $\text{MoS}_2$  будут либо сворачиваться в нанотрубку, либо за счет вандерваальсовских сил «прилипнуть» к CNT. Получаемое в этом случае покрытие будет обладать уникальными механическими и физическими свойствами.

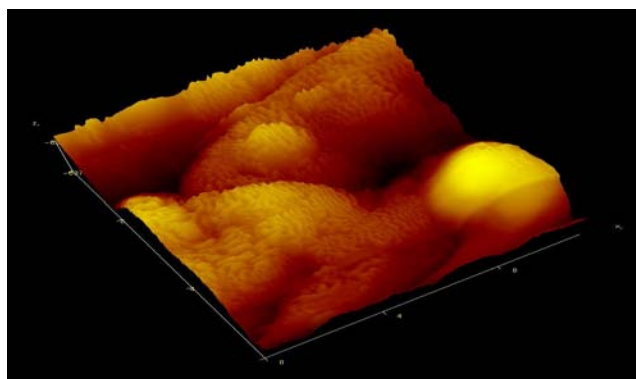
Для исследований микрорельефа поверхности был использован сканирующий зондовый микроскоп Nanoeducator (NT-MDT), результаты представлены на рисунке 7, 7а, 8, 8а.



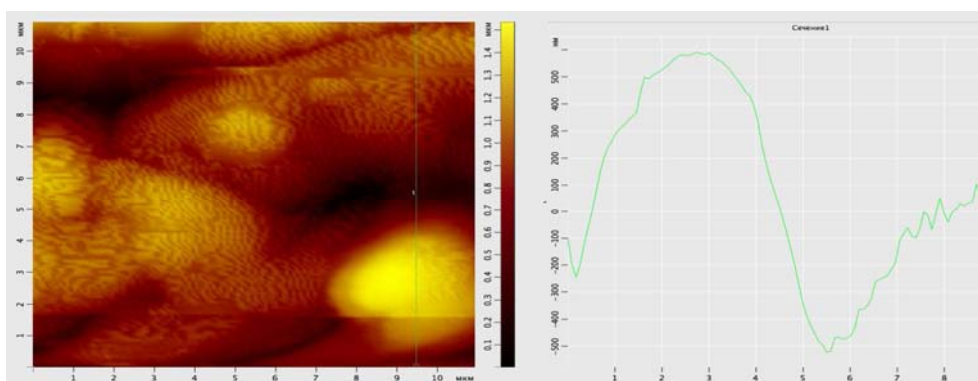
**Рисунок 7 – 3-D модель исходной поверхности**



**Рисунок 7а – Микрорельеф исходной поверхности**



**Рисунок 8 – 3-D модель поверхности с нанесенным  $\text{MoS}_2$**



**Рисунок 8а – Микрорельеф поверхности с нанесенным  $\text{MoS}_2$**

Как видно из представленных рисунков поверхность с покрытием дисульфида молибдена ( $\text{MoS}_2$ ) по сравнению с необработанной становится более полой, микровыступы скруглены.

Полученные результаты открывают пути дальнейших исследований возможности внедрения в покрытия микро/наноматериалов и углеродных нанотрубок при ВиМХО.

### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Бабичев, А.П. Основы вибрационной технологии / А.П. Бабичев, И.А. Бабичев. - Изд.2е, перераб. и доп. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. – 694с.
2. Пугина, Л.И. Дисульфид молибдена / Л.И. Пугина, М.Д. Синявская, И.М. Максимчук. - Киев, Изд-во «Наукова думка», 1968.
3. Рысева, Т.Н. Повышение износостойкости пар трения путем совмещения процессов вибрационного упрочнения и нанесения твердосмазочного покрытия дисульфида молибдена: дис. ... канд. техн. наук. / Т.Н. Рысева. - Ростов РИСХМ 1975.

#### **Бабичев Анатолий Прокофьевич**

Донской государственный технический университет

Доктор технических наук, профессор Донского государственного технического университета

Тел. (863-42) 44-2-77

#### **Иванов Владимир Витальевич**

Донской государственный технический университет

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения» Азовского технологического института (филиал) Донского государственного технического университета

Тел. (863-42) 44-2-77

E-mail: ivanov@atidstu.ru

#### **Булгаков Ян Сергеевич**

Донской государственный технический университет

Аспирант кафедры «Технология машиностроения» Донского государственного технического университета

Тел.: 8-926-363-71-95

E-mail: faster\_yan@mail.ru



УДК 621.921.8(043)

О.Ю. ЕРЕНКОВ, С.Н. ХИМУХИН, А.В. СМОЛЯК, Э.З. ЯГУБОВ

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СТЕКЛОПЛАСТИКА ОТ РЕЖИМОВ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ПОЛИМЕРНОГО СВЯЗУЮЩЕГО

*В статье представлены результаты экспериментальных исследований по влиянию параметров предварительной вибрационной обработки полимерного связующего на механическую прочность стеклопластика. Экспериментальным путем определены оптимальные продолжительность и режимы вибрационной обработки жидкого эпоксидного связующего перед операцией пропитки наполнителя.*

**Ключевые слова:** *стеклопластик, связующее, прочность, ударная вязкость, виброобработка, параметры колебаний.*

*This work is devoted to experimental researching the influence of preliminary vibrating treatment parameters of binding agent at liquor phase onto strength limit of fiberglass plastic. Results of experimental researches allow to set the optimal time period and effective oscillation frequency and amplitude of vibrating treatment of binding agent.*

**Key words:** *fiberglass plastic, binding agent, strength limit, vibrating treatment, frequency, amplitude.*

### ВВЕДЕНИЕ

Благодаря особым свойствам, присущим только пластическим массам, применение их в машиностроении открывает широкие конструктивно-технологические возможности для создания машин и аппаратов на более высоком техническом уровне. Многие пластмассы, являясь самостоятельными конструкционными материалами, с большим успехом вытесняют как цветные, так и черные металлы.

При этом особого внимания заслуживают стеклопластики, которые представляют собой терморезистивную пластмассу, состоящую из синтетической смолы со стекловолоконным наполнителем. Высокая удельная прочность в сочетании с хорошей химической стойкостью по отношению ко многим агрессивным средам открывает возможности использования стеклопластиков в различных отраслях промышленности и, в частности, в центробежных компрессорных машинах, обслуживающих различные химические производства [1].

Несмотря на многообразие способов получения деталей и изделий из стеклопластиков, применение их в качестве конструкционного материала часто ограничивается достигнутым уровнем их прочностных свойств, которые, в свою очередь, лимитируются несовершенством технологического процесса и нестабильностью свойств полимерных связующих. Очень часто имеют место механические повреждения деталей наиболее нагруженных узлов энергетических машин таких, как рабочие лопатки, диски и т.д. Таким образом, задача повышения прочностных свойств стеклопластиков, в том числе за счет новых технологических решений, является актуальной.

В статье представлено решение поставленной задачи на основе структурной модификации полимерного связующего путем его предварительной вибрационной обработки перед операцией пропитки наполнителя.

### МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Цель экспериментальных исследований – исследование взаимосвязи между прочностными свойствами деталей из стеклопластика, изготавливаемых методом вакуумно-компрессионной пропитки и видом и параметрами предварительных электрофизических воздействий на эпоксидное связующее.

В качестве материала для изготовления экспериментальных образцов было использовано полимерное связующее Этал Т 210, наполнитель - стеклоткань Т11 и замасливатель ГВС9. Соответственно были изготовлены следующие образцы стеклопластика типа Этал Т 210-Т11-ГВС9 с помощью установки вакуумно-компрессионной пропитки и печи сопротивления для термообработки материала, установленной на ОАО «Дальэнергомаш» (г. Хабаровск) [2].

Образцы связующего и стеклопластика в виде пластин и лопаток подвергались следующим исследованиям, согласно ГОСТ 4648-71 и ГОСТ 11262-80: испытания образцов связующего с целью определения напряжений сжатия, растяжения, изгибающих напряжений, прочности при межслойном сдвиге, ударной вязкости и твердости как после электрофизического воздействия, так и без него; испытания образцов стеклопластика с целью определения напряжений растяжения, изгибающих напряжений, прочности при межслойном сдвиге, ударной вязкости и твердости как после электрофизического воздействия, так и без него. Определение параметров, характеризующих механические свойства исследуемого материала, проводили на испытательных машинах моделей УММ-20, МК-30А, ТБ 5004.

Контроль изменения плотности полимерного связующего производили при помощи дефектоскопа ультразвукового УД2-12 общего назначения по ГОСТ 2304Э-84. Изменение плотности оценивалось по изменению отношения входных амплитуд сигналов.

Экспериментальные исследования проводились в несколько этапов. На первом этапе выполнен базовый эксперимент, цель которого – определение механических свойств исходного материала при стандартных условиях, т.е. без применения предварительного воздействия на обрабатываемый материал. На следующем этапе проводились экспериментальные исследования изменения плотности отвержденных образцов полимерного связующего в зависимости от режимов виброобработки связующего в жидком состоянии. На третьем этапе экспериментальных исследований устанавливали взаимосвязь между режимом виброактивации жидкого эпоксидного связующего, предварительно отверженному, и прочностными показателями стеклопластика.

Вибрационную обработку полимерного связующего производили с помощью механического вибратора, конструктивное исполнение которого позволяло реализовывать колебания частотой 50 и 100 Гц, амплитуда колебаний варьировалась от 2 до 60 мкм.

### РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

На рисунке 1 представлены экспериментальные данные, анализ которых позволяет сделать вывод о том, что вибрационная обработка жидкого полимерного связующего приводит к изменениям его структуры. Об этом свидетельствует факт изменения плотности образцов из связующего, при этом с увеличением времени виброактивации происходит повышение его плотности. Характер повышения явно имеет экспоненциальный характер, а оптимальным временем виброактивации является 5 минут. Это также подтверждается анализом полного набора полученных экспериментальных данных, представленных в сводной таблице 1. Таким образом, можно предположить, что наиболее оптимальным режимом виброактивации, из исследуемых в данной работе, является следующий: частота колебаний 100 Гц, амплитуда колебаний 60 мкм.

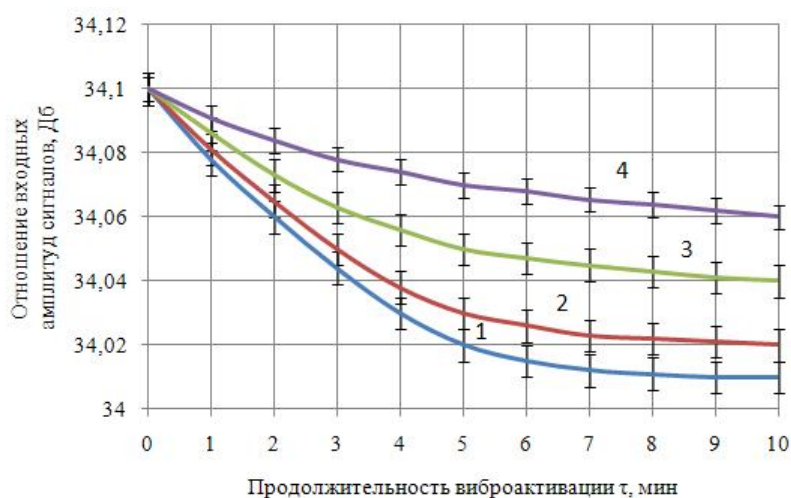


Рисунок 1 – Плотность образцов отвержденного полимерного связующего  
 1 –  $f = 100$  Гц,  $A = 60$  мкм; 2 –  $f = 100$  Гц,  $A = 20$  мкм; 3 –  $f = 50$  Гц,  $A = 60$  мкм;  
 4 –  $f = 50$  Гц,  $A = 20$  мкм

Таблица 1 – Значения отношений входных амплитуд сигналов образцов из полимерного связующего после виброактивации

№ п/п	Режим в/а, $A * f, м^{-3} * Гц$	Отношение входных амплитуд сигналов, Дб										
		Продолжительность виброактивации $\tau$ , мин										
		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2*50	34,1	34,09	34,08	34,07	34,06	34,06	34,05	34,05	34,05	34,05	34,05
2	2*100	34,1	34,09	34,08	34,07	34,07	34,06	34,06	34,06	34,06	34,06	34,05
3	20*50	34,1	34,09	34,08	34,08	34,07	34,07	34,07	34,07	34,07	34,06	34,06
4	20*100	34,1	34,08	34,07	34,05	34,04	34,03	34,03	34,02	34,02	34,02	34,02
5	30*50	34,1	34,09	34,07	34,06	34,05	34,04	34,03	34,03	34,03	34,03	34,03
6	30*100	34,1	34,09	34,07	34,06	34,05	34,04	34,04	34,04	34,04	34,04	34,03
7	60*50	34,1	34,09	34,07	34,06	34,06	34,05	34,05	34,05	34,04	34,04	34,04
8	60*100	34,1	34,08	34,06	34,04	34,03	34,02	34,02	34,01	34,01	34,01	34,01

Повышение плотности полимерного связующего под действием механических колебаний происходит, по-видимому, за счет дегазации массы связующего и более равномерного распределения отвердителя в объеме эпоксидного олигомера.

Полученные на данной стадии исследований результаты подтверждают целесообразность проведения последующих экспериментов.

Оценить взаимосвязь между режимом виброактивации жидкого эпоксидного связующего, предварительного отверждению, и пределом прочности стеклопластика при статическом изгибе можно с помощью графически представленных данных, рисунке 2. В случае реализации указанных режимов виброактивации связующего наблюдается изначально рост предела прочности стеклопластика при изгибе, а затем, при превышении 5 минут виброобработки, либо некоторое снижение прочности, либо сохранение постоянного ее значения.

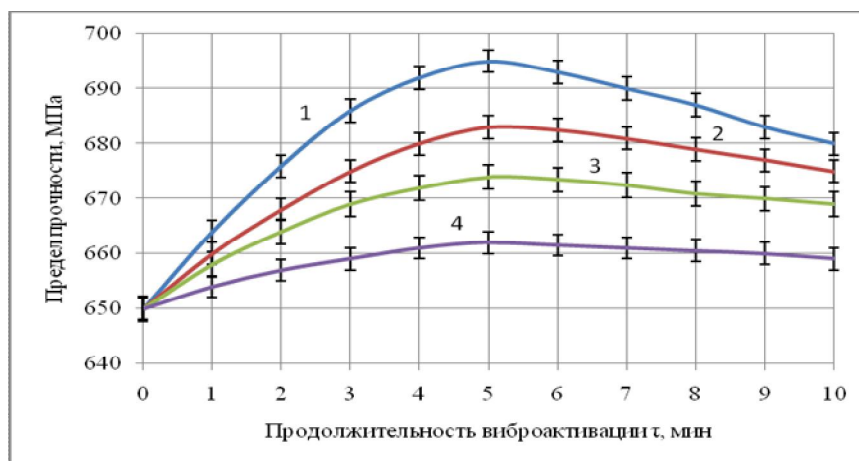


Рисунок 2 – Предел прочности при статическом изгибе образцов из стеклопластика  
 1 -  $f = 100$  Гц,  $A = 60$  мкм; 2 -  $f = 100$  Гц,  $A = 20$  мкм; 3 -  $f = 50$  Гц,  $A = 60$  мкм;  
 4 -  $f = 50$  Гц,  $A = 20$  мкм

Анализ всех полученных на данном этапе исследований экспериментальных данных, таблица 2, позволяет подтвердить высказанное ранее предположение о том, что наиболее оптимальным режимом виброактивации, из исследуемых в данной работе, является следующий: частота колебаний 100 Гц, амплитуда колебаний 60 мкм. Именно при реализации данного режима обеспечивается максимальное значение предела прочности при изгибе стеклопластика в случае предварительной виброобработки связующего в течение 5 минут.

Таблица 2 – Значения предела прочности при статическом изгибе стеклопластика после предварительной виброактивации полимерного связующего

№ п/п	Режим в/а, $A * f, \text{ м}^{-3} * \text{Гц}$	Предел прочности при статическом изгибе $\sigma_{и}$ , МПа										
		Продолжительность виброактивации $\tau$ , мин										
		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2*50	650	655	660	665	667	666	665	663	661	659	657
2	2*100	650	662	671	678	683	687	690	689	688	687	686
3	20*50	650	658	664	669	672	674	674	673	671	670	669
4	20*100	650	660	668	675	680	683	683	681	679	677	675
5	30*50	650	659	666	671	676	679	681	680	679	678	676
6	30*100	650	656	661	665	668	670	669	668	666	665	663
7	60*50	650	654	657	659	661	662	662	661	660	660	659
8	60*100	650	664	676	686	692	695	693	690	687	683	680

На рисунке 3 графическим образом представлены экспериментальные данные, позволяющие оценить взаимосвязь между режимом виброактивации жидкого эпоксидного связующего, предварительно отвержденному, и ударной вязкостью стеклопластика. В случае реализации указанных режимов виброактивации связующего наблюдается изначально рост ударной вязкости стеклопластика при изгибе, а затем, при превышении 5 минут виброобработки, либо некоторое снижение ударной вязкости, либо сохранение постоянного ее значения.

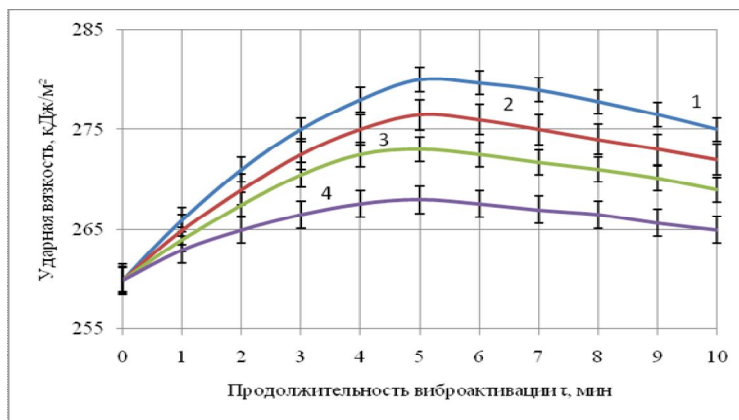


Рисунок 3 – Ударная вязкость образцов из стеклопластика  
 1 –  $f = 100 \text{ Гц}, A = 60 \text{ мкм}$ ; 2 –  $f = 100 \text{ Гц}, A = 20 \text{ мкм}$ ; 3 –  $f = 50 \text{ Гц}, A = 60 \text{ мкм}$ ;  
 4 –  $f = 50 \text{ Гц}, A = 20 \text{ мкм}$

Результаты сравнительного анализа полученных на данном этапе исследований экспериментальных данных, таблица 3, являются прямым подтверждением высказанного ранее предположения о том, что наиболее оптимальным режимом виброактивации, из исследуемых в данной работе, является следующий: частота колебаний 100 Гц, амплитуда колебаний 60 мкм. Именно при реализации данного режима обеспечивается максимальное значение ударной вязкости стеклопластика в случае предварительной виброобработки связующего в течение 5 минут.

Повышение прочностных показателей стеклопластика можно объяснить следующим образом. Виброобработка связующего приводит к образованию более плотной и равномерной его структуры. Наличие такой структуры является причиной повышения степени равномерности пропитки наполнителя в виде стеклоткани полимерным связующим, и, соответственно, усилением адгезии на границе раздела фаз «наполнитель - связующее».

Таблица 3 – Значения ударной вязкостью стеклопластика после предварительной виброактивации полимерного связующего

№ п/п	Режим в/а, А* f, м <sup>-3</sup> *Гц	Ударная вязкость, кДж/м <sup>2</sup>										
		Продолжительность виброактивации τ, мин										
		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2*50	260	265	268	271	273	275	274	273	273	272	271
2	2*100	260	263	266	267	269	270	269	269	268	266	265
3	20*50	260	264	268	271	273	273	272	272	271	270	269
4	20*100	260	265	269	273	275	277	276	275	274	273	272
5	30*50	260	264	267	269	270	271	270	270	269	268	267
6	30*100	260	266	270	274	277	277	275	274	273	272	271
7	60*50	260	263	265	267	268	268	267	267	267	266	265
8	60*100	260	266	271	275	278	280	279	279	278	277	275

## ВЫВОДЫ

1. Доказан экспериментально факт изменения структуры полимерного связующего после предварительной его вибрационной обработки предварительно отверждению, о чем свидетельствуют результаты исследования плотности образцов из связующего, а также установлены характер такого изменения и оптимальное время виброактивации, составляющее 5 минут.

2. Экспериментально установлено, что наиболее оптимальным режимом вибрационной обработки жидкого полимерного связующего является частота колебаний 100 Гц при амплитуде колебаний 60 мкм, так как при реализации именно такого режима виброобработки связующего наблюдаются максимальные значения исследуемых прочностных показателей изготавливаемого стеклопластика.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Зеленов, Ю.В. Прогнозирование изменения физических свойств полимерных материалов при разных способах их модификации / Ю.В. Зеленов, В.И. Хромов //Пластические массы. 2002.- № 11.
2. Еренков, О.Ю. Исследование механических свойств ПКМ в зависимости от предварительного электрофизического воздействия на связующее / О. Ю. Еренков, П. В. Игумнов, В. Л. Никищечкин // Известия ОрелГТУ. 2009. - № 3-2/275(561).
3. Erenkov, O. Yu. Mechanical Properties of Polymer Composites / O. Yu. Erenkov, P. V. Igumnov, and V. L. Nikishechkin // Russian Engineering Research, 2010, Vol. 30, No. 4.

### Еренков Олег Юрьевич

Тихоокеанский государственный университет, г. Хабаровск  
 Доктор технических наук, заведующий кафедрой «Химическая технология и биотехнология»  
 Телефон: (4212) 37-52-31  
 E-mail: erenkov@list.ru

### Химухин Сергей Николаевич

Институт материаловедения ДВО РАН, г. Хабаровск  
 Доктор технических наук, заведующий лабораторией «Конструкционные и инструментальные материалы»  
 Телефон: (4212) 22-65-98  
 E-mail: ximuxin@mail.ru

### Смоляк Алена Владимировна

Тихоокеанский государственный университет, г. Хабаровск  
 Магистрант кафедры «Химическая технология и биотехнология»  
 Телефон: (4212) 37-52-31  
 E-mail: erenkov@list.ru

### Ягубов Эмин Зафар оглы

Филиал Дальневосточного государственного технического университета, г. Находка  
 Кандидат технических наук, доцент, директор филиала  
 Телефон: 89147090869  
 E-mail: erenkov@list.ru

А.В. КОРНАЕВ, Л.А. САВИН, С.А. ГЕРАСИМОВ

## ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ ВОПРОСЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СВОЙСТВ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ГИБРИДНОЙ СМАЗКИ

*В работе рассматривается гипотетическая возможность создания оптимальной с точки зрения рабочих свойств гидродинамической смазочной среды на примере простейшего плоско-параллельного течения. Критерием оптимальности является максимум несущей способности смазочной среды при условии фиксированной мощности сил внешнего трения. Поиск оптимума целевого функционала производится на априорно заданном множестве функций динамической вязкости, частными случаями которой являются ньютоновская жидкость, идеально сыпучая среда, идеальная вязкая жесткопластичная среда. Математическая постановка краевой задачи изотермического стационарного течения вязкопластичной несжимаемой среды основана на решении изопериметрической вариационной задачи поиска минимума мощности внутренних сил с ограничением в виде баланса мощности.*

**Ключевые слова:** гидродинамическая теория смазки, несущая способность, механика сплошных сред, реология, изопериметрическая вариационная задача, оптимизация.

*In this paper we study flat parallel flow as simplest possibility of the hypothetical reasoning of hydrodynamic lubrication optimal design/ we consider that criterion of optimality is the maximum of bearing capacity with condition of constant value of power of external friction forces/ the set of dynamic viscosity functions, which includes the Newtonian fluid, perfectly granular medium, perfectly viscous rigid-plastically medium, are to be used in objective functional optimum seeking. The mathematical problem of stationary isothermal viscoplastic incompressible fluid flow based on solving isoperimetric variational problem of finding minimum internal power integral constraint as power balance.*

**Key words:** hydrodynamic theory of lubrication, bearing capacity, mechanics of continua, rheology, isoperimetric variation problem, optimization.

### ВОЗМОЖНОСТЬ ПОВЫШЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ

Основным эффектом гидродинамической смазки является полное разделение трущихся поверхностей. Свойство вязкости гидродинамической смазочной среды (далее просто смазочной среды) проявляется двояко: с одной стороны благодаря этому свойству при некоторых дополнительных условиях происходит разделение поверхностей, с другой стороны это же свойство вызывает сопротивление взаимному перемещению трущихся поверхностей. Это противоречие выражается в невозможности создания гидродинамически смазываемого узла трения с нулевыми потерями на внешнее трение при отсутствии дополнительных затрат внешней мощности, например, на принудительную перекачку смазочной среды. Сравнительно новым способом разделения трущихся поверхностей является создание подъемной силы за счет магнитного поля. Отсутствие смазочной среды сводит практически к нулю потери на внешнее трение, однако по природе магнитные силы являются объемными и, как следствие, создание несущей способности требует значительных затрат мощности по сравнению с силами действующими в смазочной среде, которые по природе являются преимущественно поверхностными. Таким образом, можно заключить, что на сегодняшний день наиболее перспективным в плане повышения энергоэффективности является гидродинамический эффект разделения поверхностей трения [1].

Развитие современных технологий получения новых смазочных материалов, в том числе нанокomпонентных, является предпосылкой развития теоретических основ проектирования свойств смазочных материалов.

Природу гидродинамического эффекта удобно изучать на простейших случаях течения смазочной среды. Следуя в дальнейших рассуждениях идеализации форм существования материи согласно основным положениям механики сплошных сред [2], рассматриваются две простейшие задачи изотермического течения несжимаемой смазочной среды: прямолинейно-параллельное течение среды (рисунок 1, а) и сходящееся плоско-параллельное радиальное течение среды (рисунок 1, б) [3].

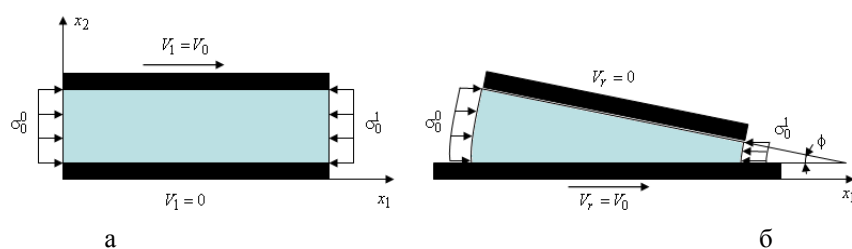


Рисунок 1 – Расчетная схема течения среды  
 а – прямолинейно-параллельное течение; б – сходящееся плоско-параллельное радиальное течение

В задачах предполагаются известными траектории движения частиц [3].

В задаче прямолинейно-параллельного движения среды (рисунок 1, а) уравнения равновесия примут вид [3]:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_0}{\partial x_1} = -\frac{\partial}{\partial x_2} \left( \mu \frac{\partial V_1(x_2)}{\partial x_2} \right), \\ \frac{\partial \sigma_0}{\partial x_2} = -\frac{\partial}{\partial x_1} \left( \mu \frac{\partial V_1(x_2)}{\partial x_2} \right), \end{cases} \quad (1)$$

где  $\sigma_0$  – среднее напряжение;

$\mu$  – коэффициент динамической вязкости,  $\mu = \mu(x_i)$ ;

$V_1(x_2)$  – ненулевая компонента вектора скорости.

Согласно условию несжимаемости скорость движения среды зависит только от одной координаты  $x_2$ . Если среда является ньютоновской жидкостью, то среднее напряжение зависит только от одной координаты  $x_1$ . Тогда обе части первого уравнения (1) являются константами, что физически означает невозможность создания несущей способности за счет прямолинейно-параллельного движения ньютоновской жидкости. В этом случае несущая способность определяется только статическими граничными условиями. Если среда не является ньютоновской жидкостью, а коэффициент динамической вязкости зависит от координаты  $x_1$ , то в результате движения жидкости возникнет дополнительная несущая способность.

В задаче сходящегося плоско-параллельного радиального течения среды (рисунок 1, б) уравнение равновесия в полярном множестве координат с учетом допущений О.Рейнольдса о течении тонкого слоя примут вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_0}{\partial r} = -\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left( \mu \frac{\partial V_r(\varphi)}{\partial \varphi} \right), \\ \frac{\partial \sigma_0}{\partial \varphi} = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Из первого уравнения (2) видно, что даже в случае движения ньютоновской жидкости, наличие множителя  $1/r$  в правой части уравнения определяет возникновение дополнительной несущей способности за счет движения жидкости.

Сравнивая множества уравнений (1) и (2) можно заключить, что модификацией свойств смазочной среды в случае ее прямолинейно-параллельного движения (рисунок 1, а), можно добиться гидродинамического эффекта подобного случаю сходящегося движения (рисунок 1, б).

### ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ

Основным исследуемым способом модификации свойств смазочной среды является комбинирование жидких, пластичных и твердых гранулированных сред. В работе рассматриваются только вязкопластичные течения несжимаемых сред в рамках безмоментной теории напряжений. Тогда реологические свойства любой смазочной среды определяются одной скалярной величиной – коэффициентом динамической вязкости  $\mu$ . Связь между девиаторными частями тензоров напряжений и скоростей деформаций задается обобщенным законом Р. Гука [2]:

$$D_{\sigma} = 2\mu D_{\xi}, \quad (3)$$

где  $D_{\sigma}$  – девиаторная часть тензора напряжений;

$D_{\xi}$  – девиаторная часть тензора скоростей деформаций.

Реологические свойства сред удобно записывать с помощью инвариантных относительно поворота множества координат величин, так механические характеристики задаются в терминах интенсивностей.

В классической теории вязкопластичного течения [2] в результате испытаний определяется вид зависимости:

$$T = T(H, \theta), \quad (4)$$

где  $T$  – интенсивность касательных напряжений;

$H$  – интенсивность сдвиговых скоростей деформаций;

$\theta$  – температура.

По виду зависимости (4) можно определить коэффициент динамической вязкости  $\mu$ , который в общем случае также является функцией интенсивности сдвиговых скоростей деформации и температуры. Явление сопротивления сдвиговым скоростям деформации называется в таких случаях вязким трением. Частными случаями закона (3) являются законы трения И. Ньютона и Э. Зибеля.

В сравнительно недавно возникшей теории движения сыпучих сред в результате испытаний определяется вид зависимости:

$$T = T(H, \theta, \sigma_0). \quad (5)$$

Таким образом, сопротивление движению сыпучих сред зависит дополнительно от величины среднего напряжения  $\sigma_0$ . Такой вид внутреннего трения называется гибридным [4], а его частным случаем является дополнительно закон трения Г. Кулона (Т. Кармана).

Следует отметить, что в общем случае движения сыпучих сред зависимость (5) не пригодна, так как поведение сыпучих сред при определенных условиях может быть похоже на поведение газов, жидкостей, или твердых тел [5], что вызвано в первую очередь отсутствием силового притяжения частиц. Однако, в условиях реализации схемы всестороннего сжатия, поведение таких сред успешно описывается методами механики сплошных сред [6, 7].

Также следует отметить, что на сегодняшний день не существует методики постановки и проведения М-опытов исследования свойств жидкостей и сыпучих сред [2], которые успешно применяются в исследовании свойств твердых деформируемых тел. Кроме того, действие гипотезы единой кривой, позволяющей интерпретировать результаты М-опытов для произвольной механической схемы нагружения, не распространяется на сыпучие среды.

Тем не менее, механизм гибридного трения представляет теоретический интерес, который легко интерпретировать с помощью уравнений (1): в случае гибридного трения коэффициент динамической вязкости  $\mu$  является согласно (5) функцией среднего напряжения  $\sigma_0$  следовательно, левая часть уравнения (1) перестает быть константой, что физически означает появление гидродинамического эффекта за счет свойств смазочной среды.

### ЗАДАЧА ОПТИМИЗАЦИИ СВОЙСТВ

Оптимальная с точки зрения рабочих свойств смазочная среда должна обеспечивать максимальную несущую способность и минимальное сопротивление взаимному перемещению этих поверхностей. Невозможность решения многокритериальных задач оптимизации [2] приводит к необходимости изменения постановки и, в качестве варианта выхода из ситуации, выделение двух эквивалентных однокритериальных задач оптимизации: 1) максимизация несущей способности при фиксированной величине потерь на трение; 2) минимизация потерь на трение при фиксированной величине несущей способности. Снова обращаясь к задаче прямолинейно-параллельного течения (рисунок 1, а) задача оптимизации возможна только в первой постановке.

Если коэффициент динамической вязкости задать в виде функции:

$$\mu = a_0 p_0^{a_1} H^{a_2}, \quad (6)$$



где  $a_0, a_1, a_2$  – варьируемые неизвестные коэффициенты;

$p_0$  – гидростатическое давление,

то множество функций (6), каждая из которых определяется набором коэффициентов  $a_0, a_1, a_2$ , включает в себя как частные случаи ньютоновскую жидкость ( $a_1 = a_2 = 0$ ) [2], идеальную вязкую жесткопластичную среду ( $a_0 = \sqrt{D_\sigma \cdot D_\sigma / 2}, a_1 = 0, a_2 = -1$ ) [2], а также идеальную сыпучую среду с коэффициентом трения по Г. Кулону  $f_p$  ( $a_0 = \sqrt{3/2} f_p, a_1 = \sqrt{D_\sigma \cdot D_\sigma / 2}, a_1 = 1, a_2 = -1$ ) [6].

Тогда выбор оптимальных свойств среды сводится к определению набора коэффициентов  $a_0, a_1, a_2$ . Как видно из (6) температурное изменение свойств на данном этапе исследования не учитывается.

Таким образом, можно сформулировать вариационную задачу определения максимума несущей способности с интегральным изопериметрическим ограничением в виде постоянства величины потерь на внешнее трение:

$$P = \int_0^{L_1} \sigma_0 dx_1 \Rightarrow \max, \quad (7)$$

$$Ext_1 = Ext_1^*,$$

где  $P$  – несущая способность смазочного слоя;

$L_1$  – протяженность области течения в направлении координаты  $x_1$ ;

$Ext_1, Ext_1^*$  – соответственно искомая и базовая мощность поверхностных сил трения.

В изопериметрической постановке поиск экстремума целевого функционала  $P$  заменяется поиском экстремума вспомогательного функционала  $J_1$ :

$$J_1 = -P + \lambda_1 (Ext_1 - Ext_1^*) \Rightarrow \min, \quad (8)$$

где  $\lambda_1$  – неопределенный множитель Ж.Лагранжа [2].

В работе [2] показана принципиальная возможность замены классического способа решения краевых задач путем интегрирования множества дифференциальных уравнений эквивалентным способом решения изопериметрической вариационной задачи поиска минимума мощности внутренних сил с интегральными ограничениями в виде баланса мощности:

$$\begin{aligned} Int &\Rightarrow \min, \\ Int + Ext &= 0, \end{aligned} \quad (9)$$

где  $Int$  – мощность внутренних сил;

$Ext$  – мощность внешних сил.

Аналогично поиск экстремума целевого функционала  $Int$  заменяется поиском экстремума вспомогательного функционала  $J_2$  [2]:

$$J_2 = Int + \lambda_2 (Int + Ext), \quad (10)$$

где  $\lambda_2$  – неопределенный множитель Ж.Лагранжа.

Решение задачи (4) удобно осуществлять методом Ритца [2] на предварительно заданном множестве кинематически возможных полей скоростей, построенном с помощью полинома Лежандра в безразмерном множестве координат  $0 \leq \tilde{x}_i \leq 1$ <sup>1</sup> в области  $\Omega$ :

$$V_1 = \alpha_i W_i(\tilde{x}_2), \quad (11)$$

где  $\alpha_i$  – неизвестные коэффициенты, два из которых обеспечивают безусловное выполнение кинематических граничных условий;

$W_i(\tilde{x}_2)$  – слагаемые полинома Лежандра.

Мощность внутренних сил без учета массовых сил составит [2]:

<sup>1</sup> В работе используется правило А. Эйнштейна суммирования по повторяющимся индексам и исключение из него А.И. Лурье [2].

$$Int = \int_{\Omega} 2\mu(D_{\xi} \cdot D_{\xi})d\Omega . \quad (12)$$

Можно показать, что компоненты девиаторной части тензора скоростей деформаций полностью определяются полем скоростей (11) [2].

Мощность внешних сил определяется мощностью развиваемой напряженности ( $\sigma_0^0, \sigma_0^1$ ) на торцевых границах и мощностью сил трения на верхней границе с учетом условия прилипания [2]:

$$Ext = -(\sigma_0^0 - \sigma_0^1) \int_0^{L_2} V_1 dx_2 - V^0 \int_0^{L_1} \mu \left( \frac{dV_1}{dx_2} \right) dx_1 . \quad (13)$$

Поле средних напряжений  $\sigma_0$  определяется численным решением уравнения равновесия (1).

В итоге задача оптимизации свойств сводится к последовательному поиску минимумов функционалов (10), затем (8), а именно к определению набора коэффициентов  $a_i, \alpha_j, \lambda_k$ .

### ВЫВОДЫ

1. В работе показана принципиальная возможность повышения несущей способности гидродинамического смазочного слоя за счет применения в качестве смазки материала с гибридными свойствами внутренних сил трения.

2. Определены условия функционирования гибридной смазки, характеризуемые механической схемой всестороннего сжатия. Обозначен перечень трудностей экспериментального исследования свойств гибридных сред, которые, однако, не принципиальны на стадии теоретического проектирования свойств.

3. Поставлена математическая задача определения оптимальных свойств гибридной смазочной среды на примере простейшего прямолинейно-параллельного течения.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Савин, Л.А. Моделирование роторных систем с опорами жидкостного трения: моногр. / Л.А. Савин, О.В. Соломин. – М.: Машиностроение-1, 2006.- 444 с.
2. Кучеряев, Б.В. Механика сплошных сред (теоретические основы обработки давлением композитных металлов с задачами и решениями, примерами и упражнениями): учебник для вузов / Б.В. Кучеряев. - М.: МИСиС, 2006. – 604 с.
3. Слезкин, Н.А. Динамика вязкой несжимаемой жидкости / Н.А. Слезкин. – М.: Издательство Технико-теоретической литературы, 1955. – 520 с.
4. Aixianing Wu Yezhi Sun. Granular Dynamic Theory and Its Applications. – Metallurgical Industry Press, Beijing and Springer-Verlag GmbH Berlin Heidelberg, 2008-364 p.
5. Динамика сыпучих сред. Материал из Википедии — свободной энциклопедии [Электронный ресурс]. Дата обновления: 23.07.2010. URL: [http://ru.wikipedia.org/wiki/Гранулярная\\_динамика](http://ru.wikipedia.org/wiki/Гранулярная_динамика) (Дата обращения 23.07.2010).
6. Ревуженко, А.Ф. Механика упруго-пластических сред и нестандартный анализ / А.Ф. Ревуженко. - Новосибирск: Издательство Новосибирского университета, 2000. – 428 с.
7. Садовская, О.В. Математическое моделирование в задачах механики сыпучих сред / О.В. Садовская, В.М. Садовский. - М.: ФИЗМАТЛИТ, 2008. – 368 с.
8. Савин, Л.А. Постановка задачи трехмерного стационарного течения несжимаемой среды в зазоре между вращающимися цилиндрами / Л.А. Савин, А.В. Корнаев, Е.П. Корнаева // Вибрация-2010. Вибрационные машины и технологии: материалы науч. конф. – Курск, КГТУ, 2010.-С.76-79.

#### Корнаев Алексей Валерьевич

Старооскольский технологический институт  
Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технологии и оборудования в металлургии и машиностроении»  
309502, г. Старый Оскол, м-он Макаренко, 42  
Тел. (4725) 32-98-41, 8-904-538-29-72  
E-mail: [rusakor@inbox.ru](mailto:rusakor@inbox.ru)

#### Савин Леонид Алексеевич

Орловский государственный технический университет, г. Орел  
Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой «Мехатроника и международный инжиниринг»  
Тел. (4862) 48-37-66  
E-mail: [savin@ostu.ru](mailto:savin@ostu.ru)

#### Герасимов Сергей Анатольевич

Орловский государственный технический университет, г. Орел  
Аспирант кафедры «Мехатроника и международный инжиниринг»  
Тел. (4862) 41-98-85  
E-mail: [sa\\_gerasimov@mail.ru](mailto:sa_gerasimov@mail.ru)

УДК 621.9.029 + 621.914.025.7 + 621.91.01

Д.Ю. ПИМЕНОВ, В.И. ГУЗЕЕВ, А.А. КОШИН

## АНАЛИЗ НАПРЯЖЕНИЙ НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ЗУБА ТОРЦОВОЙ ФРЕЗЫ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

*В данной статье, используя теорию пластичности с учетом контактного взаимодействия тел, разработана имитационная модель формирования напряженного состояния на задней поверхности зуба торцовой фрезы. Для выявления характера поля напряжений построены этюры напряжений для сечений расположенных вдоль главной режущей кромки и перпендикулярных ей. С использованием имитационной модели исследовано влияние подачи, скорости резания и обрабатываемого материала на напряжения, возникающие на задней поверхности инструмента.*

**Ключевые слова:** имитационная модель, задняя поверхность, инструмент, зуб фрезы, торцовое фрезерование, режимы резания, износ.

*The simulation model of emersion of stress condition on the rear surface of the face mill's tooth is developed by means of theory of plasticity referring to contact interaction of bodies. To determine the feature of the stress field, stress diagrams in the sections located parallel and perpendicular to the main cutting edge are drawn. The effect of tool feed, cutting speed and the machined material characteristics onto the tool's rear surface stress is investigated.*

**Keywords:** simulation model, rear surface tool, mill's tooth, face milling, cutting modes, wear.

### ВВЕДЕНИЕ

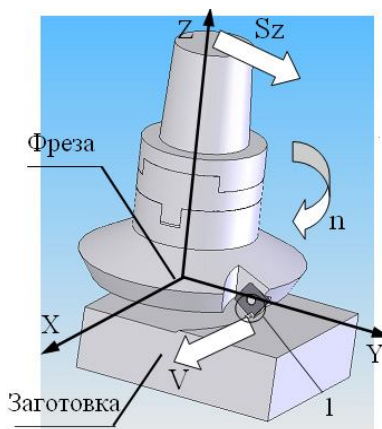
На напряжения по задней поверхности зуба фрезы влияют режимы резания, при которых ведется обработка. При этом, необходимо учесть переменность толщины срезаемого слоя, характерную для торцового фрезерования. Однако, как и в какой мере, такие параметры как подача, скорость резания, свойства обрабатываемого материала оказывают влияние на напряжения изучено недостаточно.

Цель исследования: Проанализировать влияние режимов торцового фрезерования на напряжения по задней поверхности зуба фрезы

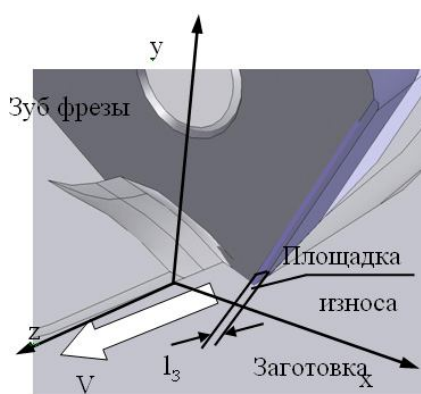
Рассмотрим пространственную кинематическую схему резания торцовой фрезой (рисунок 1 а).

В процессе резания фреза совершает вращательное движение с частотой  $n$  и с подачей на зуб  $S_z$ . Зуб фрезы относительно заготовки движется со скоростью резания  $V$ .

На рисунке 1 (б) показана зона резания зуба фрезы – фрагмент 1, который в более крупном масштабе иллюстрирует пространственную кинематическую схему резания зубом торцовой фрезы в системе координат зуба фрезы, соответствующей общепринятой системе координат в теории резания  $[0, 0]$ .



а) Схема резания в системе координат фрезы



б) Схема резания в системе координат зуба фрезы (фрагмент 1)

Рисунок 1 – Кинематическая схема резания торцовой фрезой

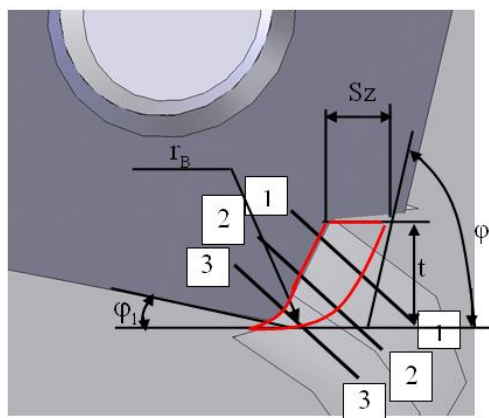


Рисунок 2 – Схема образования толщины срезаемого слоя

Для торцового фрезерования характерна переменность толщины срезаемого слоя. На рисунке 2 показано, как формируется толщина срезаемого слоя при торцовом фрезеровании.

Цель может быть достигнута с использованием метода имитационного моделирования процесса резания, сформулированного в работах Д. Т. Блэка [0] и В. А. Кудинова [0] и развитого, применительно к точению, в работе А. А. Кошина [0, 0]. Суть метода состоит в решении задачи упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала, где деформирование происходит вследствие заданного перемещения режущего клина, сформулированного в работе [0, 0, 0, 0, 0, 0]. В механике сплошных сред такая задача классифицируется как задача теории пластичности при кинематических граничных условиях.

Расчетным путем определяется напряженное состояние в обрабатываемом материале, область распространения напряженного состояния, а также напряжения на передней и задней поверхностях режущего клина в зависимости от величины его перемещения и прочностных свойств обрабатываемого материала. Перечисленные выше работы [0, 0, 0 и 0] учитывают напряжения только на передней поверхности режущего клина. В данной работе формируется расчетная схема применительно к разработке имитационной модели процесса резания при торцовом фрезеровании с учетом износа по задней поверхности зуба фрезы. Внешние воздействия, обуславливающие деформированное и напряженное состояние обрабатываемого материала формируются в результате перемещения зуба фрезы.

Таким образом, можно перейти к математической постановке задачи имитационного моделирования процесса резания при торцовом фрезеровании.

**РАСЧЕТНАЯ СХЕМА И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ДЛЯ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ РАСЧЕТНОЙ СХЕМЫ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА ВСЛЕДСТВИЕ ДВИЖЕНИЯ ЗУБА ФРЕЗЫ**

Расчетная схема для пространственной схемы резания представлена на рисунке 3.

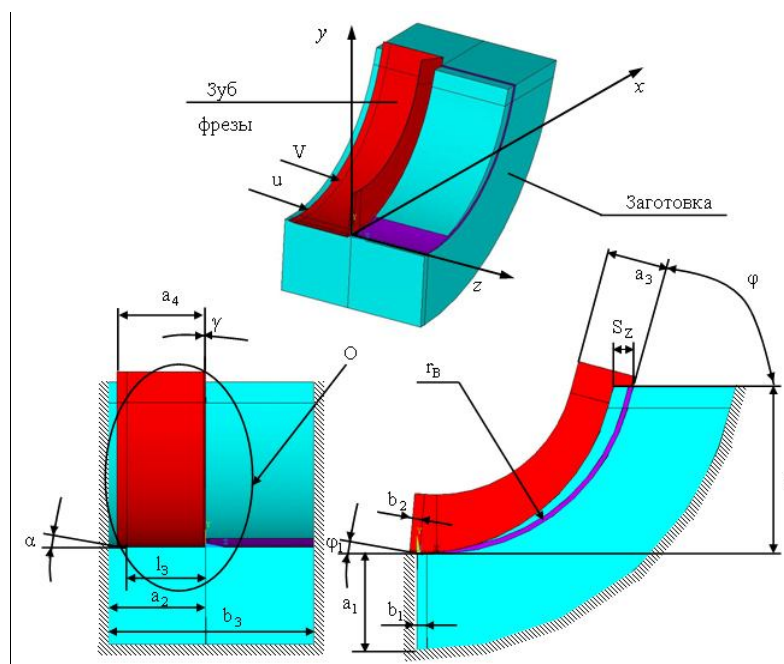


Рисунок 3 – Расчетная схема решения задачи определения напряжений на задней поверхности фрезы (сверху – изометрический вид, внизу слева – вид спереди, внизу справа – вид сбоку)

Параметры на рисунке 3 имеют следующие обозначения:  $\varphi$  – главный угол в плане;  $\varphi_1$  – вспомогательный угол в плане;  $\gamma$  – передний угол;  $\alpha$  – задний угол;  $r_B$  – радиус вершины зуба фрезы;  $l_3$  – площадка износа;  $t$  – глубина фрезерования;  $S_z$  – подача на зуб;  $V$  – скорость резания;  $U$  – вектор перемещения инструмента;  $a_1, a_2, a_3, a_4, b_1, b_2, b_3, b_4$  – размеры, ограничивающие области инструмента и заготовки (расчетная область).

В процессах резания обрабатываемый материал достигает пластической деформации, поэтому для решения поставленной задачи базируемся на теории пластичности [0].

Напряженное состояние деформируемого тела и условия его равновесия описывается уравнениями объемной деформации Бельтрами–Митчелла в декартовых координатах [0]:

$$\begin{cases} \Delta\sigma_x + \frac{3}{1+\mu} \cdot \frac{\partial^2\sigma}{\partial x^2} = 0; & \Delta\sigma_y + \frac{3}{1+\mu} \cdot \frac{\partial^2\sigma}{\partial y^2} = 0; & \Delta\sigma_z + \frac{3}{1+\mu} \cdot \frac{\partial^2\sigma}{\partial z^2} = 0; \\ \Delta\tau_{xy} + \frac{3}{1+\mu} \cdot \frac{\partial^2\sigma}{\partial x\partial y} = 0; & \Delta\tau_{yz} + \frac{3}{1+\mu} \cdot \frac{\partial^2\sigma}{\partial y\partial z} = 0; & \Delta\tau_{xz} + \frac{3}{1+\mu} \cdot \frac{\partial^2\sigma}{\partial x\partial z} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

где  $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$  – оператор Лапласа;  $\sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$ ;

$\mu$  – коэффициент Пуассона.

Напряженное состояние формируется в результате перемещения зуба фрезы – эта особенность задается через граничные условия, заданные перемещением границы:

$$\left\{ \begin{array}{ll} u = (0, 0, u), & \dot{u} = (0, 0, V) \quad \forall (x, y, z) \in \Phi_1 - \text{Передняя поверхность} \\ u = (0, -\Delta, u), & \dot{u} = (0, 0, V) \quad \forall (x, y, z) \in \Phi_2 - \text{Задняя поверхность} \\ u = 0, & \dot{u} = 0 \quad \forall (x, y, z) \in \Phi_3 - \text{Границы} \\ u = 0, & \dot{u} = 0 \quad \forall (x, y, z) \in \Phi_4 - \text{расчетной} \\ u = 0, & \dot{u} = 0 \quad \forall (x, y, z) \in \Phi_5 - \text{области} \\ u = 0, & \dot{u} = 0 \quad \forall (x, y, z) \in \Phi_6 \end{array} \right. \quad (2)$$

где  $\Phi_1(x, y, z)$  – функция, описывающая переднюю поверхность инструмента;  $\Phi_2(x, y, z)$  – задняя поверхность инструмента:  $\Phi_2(x, y, z) = y = 0$ ;  $\Phi_3(x, y, z)$  и  $\Phi_4(x, y, z)$  – область локализации задачи по оси  $z$ :  $\Phi_3(x, y, z) = z = 0$ ;  $\Phi_4(x, y, z) = z = l_d$ ;  $\Phi_5(x, y, z)$  – область локализации задачи снизу:  $\Phi_5(x, y, z) = y = a - b_d$ ;  $\Phi_6(x, y, z)$  – область локализации сбоку (рисунок 4).

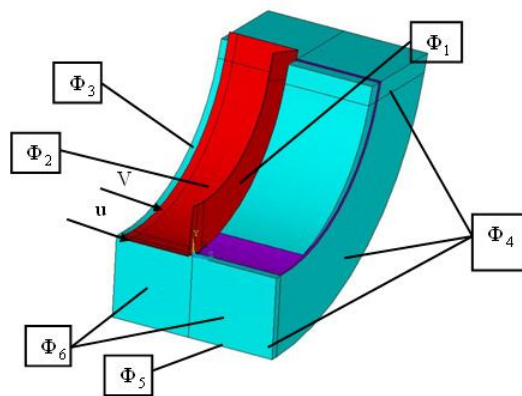


Рисунок 4 — Граничные условия для пространственной схемы резания

В граничных условиях (2) для поверхности  $\Phi_2(x, y, z)$  для перемещения  $u$  заданы следующие ограничения: граница движется вдоль оси  $z$  со скоростью  $V$ .

Для математического описания граничного условия, отражающего трение на поверхности  $\Phi_2(x, y, z)$ , рассмотрим модуль вектора нормальной составляющей силы  $\bar{R}_n$  [0]:

$$|\bar{R}_n| = \bar{n}\bar{R}\sqrt{\cos^2 \alpha_x + \cos^2 \alpha_y + \cos^2 \alpha_z} \quad (3)$$

И модуль вектора касательной составляющей силы вектора  $\bar{R}_\tau$  [0]:

$$|\bar{R}_\tau| = \sqrt{\left[ (\sigma_{xx} - \sigma_n) \cos nx + \tau_{xy} \cos ny + \tau_{xz} \cos nz \right]^2 + \left[ \tau_{yx} \cos nx + (\sigma_{yy} - \sigma_n) \cos ny + \tau_{zy} \cos nz \right]^2 + \left[ \tau_{zx} \cos nx + \tau_{yz} \cos ny + (\sigma_{zz} - \sigma_n) \cos nz \right]^2} \quad (4)$$

Связь между величинами касательной и нормальной составляющими силы осуществляется через коэффициент трения  $f$  [0]:

$$|\bar{R}_\tau| = f |\bar{R}_n| \quad (5)$$

Таким образом, зависимости (3–5) описывают математически процесс трения на поверхности  $\Phi_2(x, y, z)$  (см. рисунок 4).

Начальные условия в перемещениях для заготовки имеют вид:

$$t = 0 \rightarrow \bar{u} = (0, 0, 0); \dot{u} = V; \ddot{u} = 0 \quad (6)$$

Связь между деформациями (1) и перемещениями (6) в теории упругости и пластичности устанавливают известные уравнения Коши [0]:

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}; & \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}; & \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}; \\ \gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y}; & \gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}; & \gamma_{zx} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}. \end{cases} \quad (7)$$

Связь между напряжениями и деформациями, задается через деформационные свойства обрабатываемого материала, описывается законом Гука [0]:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= E \left[ \frac{\varepsilon_x}{(1+\mu)} + \frac{\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)} (\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z) \right]; & \sigma_y &= E \left[ \frac{\varepsilon_y}{(1+\mu)} + \frac{\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)} (\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z) \right]; \\ \sigma_z &= E \left[ \frac{\varepsilon_z}{(1+\mu)} + \frac{\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)} (\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z) \right]; & \tau_{xy} &= G \cdot \gamma_{xy}; & \tau_{yz} &= G \cdot \gamma_{yz}; & \tau_{zx} &= G \cdot \gamma_{zx}. \end{aligned} \quad (8)$$

Модуль упругости и пластичности (модуль упругости II-го рода)  $E$  и  $\mu$ ,  $G$  в (8) связаны соотношением [0]:

$$E = \frac{2 \cdot G}{1 + \mu}; \quad E_{пл} = (\sigma_B - \sigma_T) / \left( \varepsilon_k - \frac{\sigma_T}{E} \right), \quad (9)$$

где  $G$  – модуль сдвига;

$\sigma_B$  – деформационное упрочнение;

$\sigma_T$  – предел текучести;

$\varepsilon_k$  – разрушающая деформация.

Исследования упруго-пластических свойств машиностроительных конструкционных материалов (сталей и сплавов) показали [0], что сопротивляемость материалов разрушению является функцией от интенсивности деформаций, скорости деформирования и температуры деформируемого материала:

$$\sigma_i = \phi(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T^0), \quad (10)$$

где  $\sigma_i$  – обобщенное эквивалентное напряжение, названное в теории пластичности интенсивность напряжений, которое определяется через компоненты тензора напряжений [0]:

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}; \quad (11)$$

$\varepsilon_i$  – обобщенная деформация, называемая в теории пластичности интенсивностью деформации, определяемая как [0]:

$$\varepsilon_i = \sqrt{\frac{1}{2}[(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2]} + \frac{3}{4}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2); \quad (12)$$

$T$  – температура материала;  $\dot{\varepsilon}_i$  – скорость деформирования.

Механические свойства сталей и сплавов для разных скоростей деформирования задаются диаграммой деформационного упрочнения (рисунок 5). Точка В соответствует разрушающей деформации  $\varepsilon_k$ , где интенсивность деформаций достигает предельной величины и происходит разрушение элементарного объема. В справочнике П. И. Полухина [0] приведены температурно-скоростные прочностные характеристикам сталей и сплавов.

Таким образом, совокупность уравнений (2–12) представляет собой математическую постановку задачи определения напряжений на задней поверхности зуба торцевой фрезы в результате контакта с заготовкой при перемещении зуба фрезы, производящего процесс резания.

### МОДЕЛИРОВАНИЕ В ППП ANSYS LS DYNA

Наиболее эффективным и практически простым в осуществлении для решения поставленной задачи является метод конечных элементов, для которого имеется достаточно хорошо проработанное программное обеспечение в виде ППП ANSYS версии 10.0.

Для решения задачи (2–12) в среде ANSYS LS DYNA необходимо: задать все параметры задачи средствами ANSYS LS DYNA; построить сетку конечных элементов. При разбиении применялась неравномерная сетка конечных элементов SOLID164 призматической формы (рисунок 6 а).

В расчетной схеме введен дополнительный разрушающийся слой (см. рисунок 6 б): 1 – материал заготовки, деформируемый без разрушения (упруго-пластический); 2 – разрушающийся слой материала заготовки (упруго-пластический с разрушением); 3 – материал зуба фрезы (идеально жесткий).

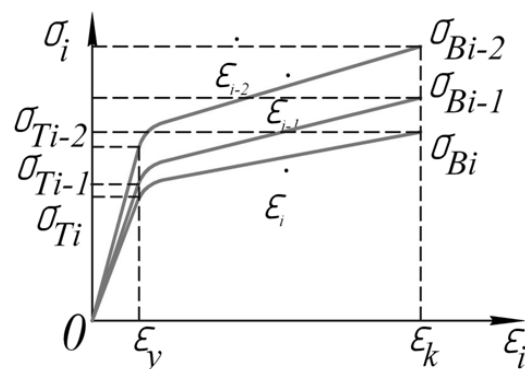
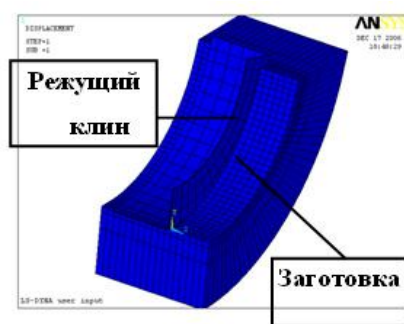
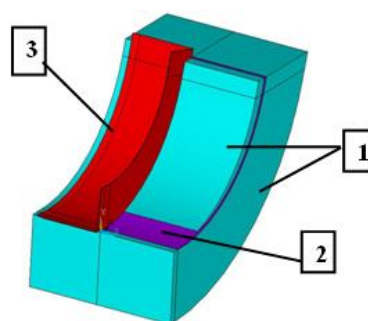


Рисунок 5 – Вид диаграммы деформационного упрочнения стали  $\dot{\varepsilon}_i < \dot{\varepsilon}_{i-1} < \dot{\varepsilon}_{i-2}$



а) Сетка конечных элементов



б) Схема материалов

Рисунок 6 – Исходное положение инструмента и заготовки

Программа ANSYS LS DYNA позволяет рассчитать все характеристики деформационного и напряженного состояния обрабатываемого материала по заданной его прочностной характеристике  $\sigma_i = f(\varepsilon_i, T, \dot{\varepsilon}_i)$ , а также определить напряжения на задней поверхности зуба фрезы.

## АНАЛИЗ НАПРЯЖЕНИЙ НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ЗУБА ТОРЦОВОЙ ФРЕЗЫ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Для анализа напряжений на задней поверхности зуба фрезы для пространственной схемы резания и выявления влияния на эти напряжения свойств материала заготовки и режимов торцового фрезерования, проведен расчет полей напряжений для технологических параметров системы, соответствующих торцовому фрезерованию (см. таблицу 1).

Таблица 1 – Исходные данные для расчета напряжений на задней поверхности зуба фрезы

№ п/п	Наименование исходного данного	Значения исходного данного
1	Обрабатываемый материал	Сталь 45; 40X; 18ХНВА
2	Скорость резания, $V$ , м/мин	150; 300; 450
3	Подача на зуб, $S_z$ , мм/зуб	0,1; 0,2; 0,4
4	Площадка износа, $l_3$ , мм	0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; 1,4; 1,6

В работе рассмотрены, часто встречающиеся при обработке торцовыми фрезами стали [0], относящиеся к основным группам материалов: углеродистая сталь 45; хромистая сталь 40X; хромоникелевольфрамовая сталь 18ХНВА. Механические свойства этих материалов, разрушающие напряжения  $\sigma_B$  и твердость НВ, приведены в таблице 2 [0].

Таблица 2 — Механические свойства материалов [0]

Группа	Подгруппа	Марка обрабатываемого материала	Механические свойства	
			НВ, МПа	$\sigma_B$ , МПа
Сталь конструкционная углеродистая	Сталь углеродистая качественная	45	1970	598
	Сталь хромистая	40X	2820	980
Сталь конструкционная легированная	Сталь хромоникелевольфрамовая	18ХНВА	2820	980

С использованием ППП ANSYS LS DYNA проведен расчет 56-ти сочетаний параметров исходных данных (3 обрабатываемых материала, 3 скорости, 3 подачи, 8 значений площадок износа). В итоге получены 56 полей интенсивности напряжений.

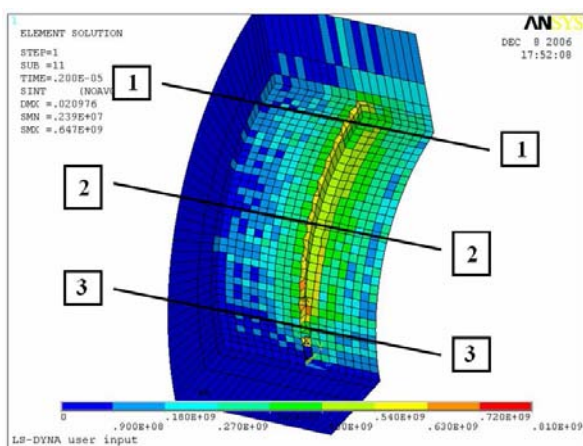


Рисунок 7 – Направления сечений и их расположения на модели ANSYS

Для выявления характера поля напряжений для сечений перпендикулярных режущей кромки, расположенных вдоль главной режущей кромки построены эпюры напряжений. Эпюры напряжений строились вдоль сечения среза, начиная от главной режущей кромки (см. рисунок 7). Выявление характера напряжений вдоль режущей кромки проведено рассмотрением эпюр в трех сечениях среза: зоны I, II, III (см. рисунок 2). Направления сечений и их расположения на модели ANSYS показаны на рисунке 7.

Рисунок 8 показывает влияние свойств обрабатываемого материала на эпюру напряжений. Рисунок 9 показывает влияние скорости резания на эпюру напряжений для обрабатываемого материала — Сталь 45. На рисунке 10 показано влияние подачи на примере обрабатываемого материала — Сталь 45.



Интенсивность напряжений,  $\sigma_i$   
МПа

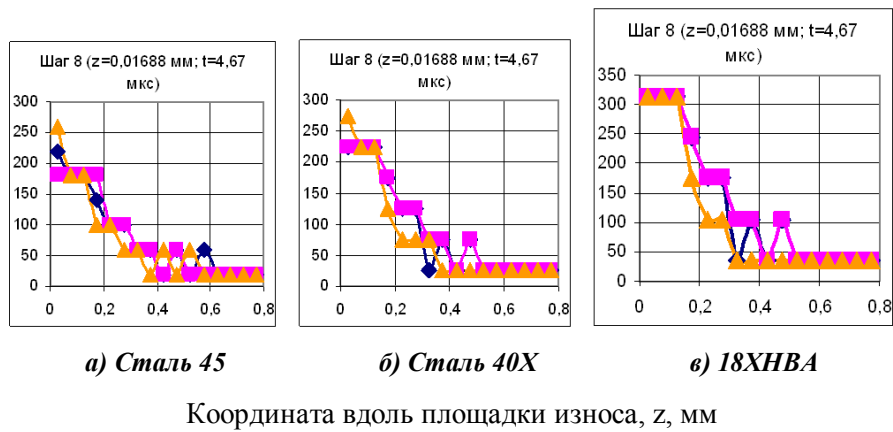


Рисунок 8 – Эпюры интенсивности напряжений на задней поверхности зуба фрезы в 3-х сечениях для разных обрабатываемых материалов ( $V=150$  м/мин;  $S_Z=0,1$  мм/зуб)

Интенсивность напряжений,  $\sigma_i$   
МПа

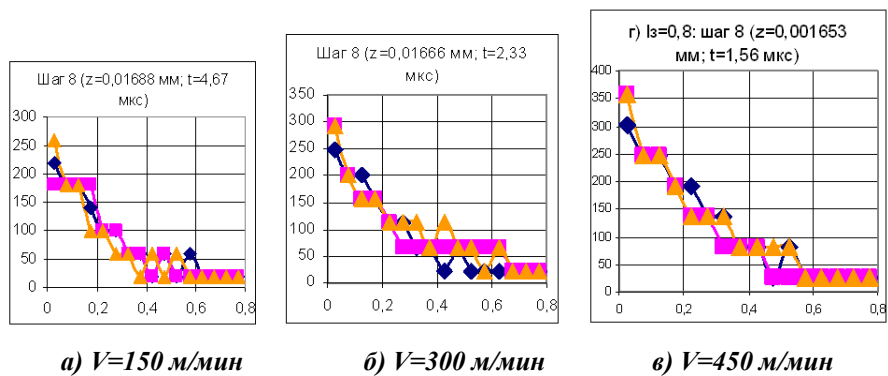


Рисунок 9 – Эпюры интенсивности напряжений на задней поверхности зуба фрезы в 3-х сечениях для разных скоростей резания (Сталь 45;  $S_Z=0,1$  мм/зуб)

Интенсивность напряжений,  $\sigma_i$ , МПа

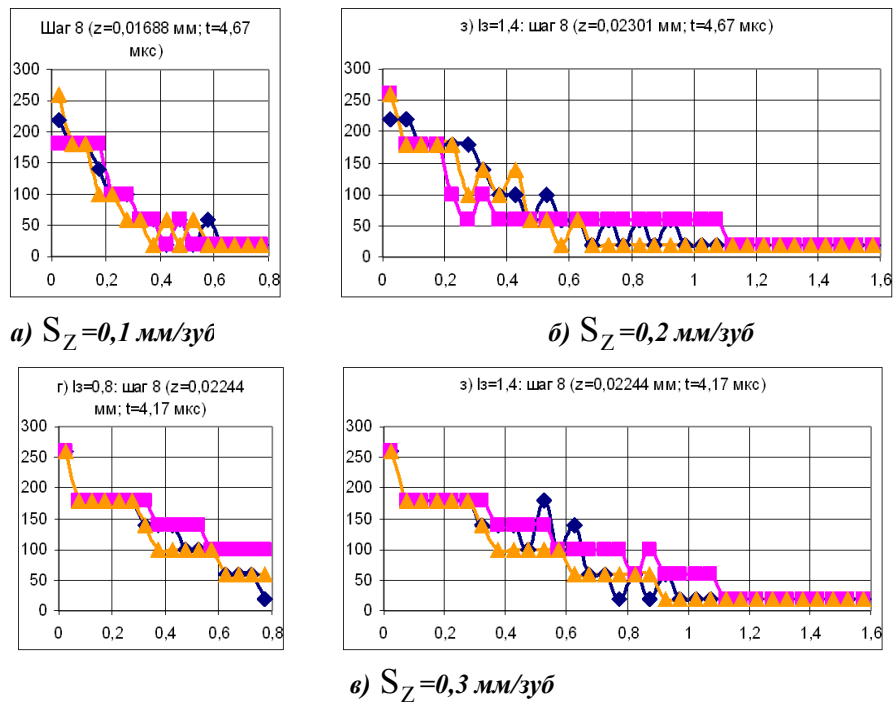


Рисунок 10 — Эпюры интенсивности напряжений на задней поверхности зуба фрезы в 3-х сечениях для разных подач (Сталь 45;  $V=150$  м/мин)

Проанализируем полученные эпюры напряжений. Эпюры напряжений для разных сталей при скорости резания 150 м/мин дают следующие наибольшие значения: до 250 МПа — сталь 45 (рис. 8 а); до 275 МПа — сталь 40Х (рис. 8 б); до 325 МПа — сталь 18ХНВА (рисунок 8 в).

Эпюры интенсивности напряжений, для разных скоростей резания Сталь 45, меняются следующим образом: при  $V=150$  м/мин наибольшая интенсивность напряжений составляет 250 МПа (рис. 9 а), при  $V=300$  м/мин — 300 МПа (рис. 9 б) и при  $V=450$  м/мин — 375 МПа (рис. 9 в). Характер эпюры — убывающий. Максимум находится на главной режущей кромке, а на удалении от нее на 0,4 мм снижается практически до нуля.

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

- Максимумы эпюр не зависят от величины площадки износа и от подачи.
- Максимум эпюры изменяется для разных материалов и скоростей резания.
- С увеличением подачи зона распространения значимых напряжений все более продвигается вдоль оси  $z$ , по мере удаления от главной режущей кромки. Уменьшение напряжений до нуля при подаче 0,1 мм/зуб происходит на удалении в 0,3–0,4 мм от главной режущей кромки (рисунок 10 а), при подаче 0,2 мм/зуб в 0,5–0,6 мм (рисунок 10 б) и при подаче 0,3 мм/зуб в 0,8–0,9 мм (рисунок 10 в).
- Анализ всех 56 полей напряжений пространственной расчетной схемы показал, что эпюры в сечениях 1, 2, 3 одного и того же поля практически идентичны по характеру и величине.
- Для расчета эпюры напряжений на задней поверхности зуба фрезы можно ограничиться плоской задачей, то есть, вести расчет в сечении нормальном режущей кромке.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Биргер, И.А. Прочность, устойчивость, колебания. Справочник в трех томах. Том 1. / Под ред. И. А. Биргера и Я. Г. Пановко. М.: Машиностроение, 1968. – 831 с.
2. Блэк Д.Т. Модель напряжений пластического течения при резании металла / Д.Т. Блэк // Труды американского общества инженеров-механиков. – 1979. – №4. – С. 124–126.
3. Гузев, В.И. Нестационарность напряженного состояния на задней поверхности зуба фрезы, обусловленная деформациями в зоне сдвига / В.И. Гузев, Д.Ю. Пименов // Технология машиностроения. – 2010. – №7. – С. 20–24.
4. Гузев, В.И. Режимы резания для токарных и фрезерно-расточных станков с числовым программным управлением: Справочник / Под ред. В. И. Гузеева. М.: Машиностроение, 2005. – 368 с.
5. Зорев, Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. - М.: Машгиз, 1961. – 245 с.
6. Корчак, С. Н. Теоретические основы влияния технологических факторов на повышение производительности шлифования стальных деталей: дис...док. техн. наук: 05.02.08 / Корчак Станислав Николаевич. – Челябинск, 1971. – 372 с.
7. Кошин, А. А. Теория точности и оптимизация многоинструментной токарной обработки: дис...док. техн. наук: 05.02.08 / Кошин Анатолий Александрович. Челябинск, 1995. – 385 с.
8. Кошин, А.А. Элементы математической теории резания металлов / А.А. Кошин // Вестник ЮУрГУ. – 2003. – №9. – С. 102–111.
9. Кудинов, В.А. Схема стружкообразования (динамическая модель процесса резания) / В.А. Кудинов // Станки и инструмент. – 1992. – №11. – С. 26–29.
10. Пименов, Д.Ю. Разработка модели эпюры напряжений на задней поверхности зуба фрезы / Д.Ю. Пименов // Технология машиностроения. – 2010. – №1. – С. 48–52.
11. Палетика, М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Палетика. - М.: Машиностроение, 1969. – 150 с.
12. Полухин, П.И. Сопrotивление пластической деформации металлов и сплавов / П.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин. - М.: «Металлургия», 1976. – 488 с.

#### **Пименов Данил Юрьевич**

Южно-Уральский государственный технический университет, г. Челябинск  
 Старший преподаватель кафедры «Технология машиностроения»  
 8-(351)-267-92-67  
 E-mail: danil\_u@rambler.ru

#### **Гузев Виктор Иванович**

Южно-Уральский государственный технический университет, г. Челябинск  
 Доктор технических наук, профессор, почетный машиностроитель России, почетный работник высшего профессионального образования, действительный член Международной академии наук о природе и обществе, член ассоциации инженеров России, зав. кафедрой «Технология машиностроения»  
 8-(351)-267-92-73

#### **Кошин Анатолий Александрович**

Южно-Уральский государственный технический университет, г. Челябинск  
 Доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»  
 8-(351)-267-92-67

# **МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ** **И ИНСТРУМЕНТЫ**

УДК 621.787.4

В.А. ГОЛЕНКОВ, С.Ю. РАДЧЕНКО, Д.О. ДОРОХОВ, И.М. ГРЯДУНОВ

## **АНАЛИЗ ВИДОВ УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ**

*Приведена классификация существующих методов упрочняющей обработки металла. На основе анализа рассмотренных методов объясняется актуальность разработки новых методов упрочняющей обработки, отвечающих требованиям экономичности и оптимизации качества получаемых деталей.*

**Ключевые слова:** валковая штамповка, поверхностное пластическое деформирование, комплексное локальное деформирование, классификация процессов обработки металлов давлением.

*The classification of existing methods of hardening metal processes is considered. On the basis of analysis of described methods the actuality of development of new hardening processes methods, responsible to economics and quality optimization requirements is explained.*

**Key words:** rolls stamping, surface plastic deformation, complex local deformation, classifying processing of metals by pressure.

В настоящее время наблюдается тенденция к интенсификации условий эксплуатации узлов и деталей машин, в связи с чем они работают в условиях интенсивного трения, агрессивной среды и высокой изменяющейся температуры. Изделия могут испытывать также и знакопеременную, и импульсную нагрузку. При этом детали должны обладать оптимальными соотношениями эксплуатационных характеристик: прочности и износостойкости. Также необходимо отметить, что в отдельных случаях на изделия накладываются ограничения по массе и габаритам, что не позволяет увеличивать прочностные характеристики за счёт увеличения соответствующих размеров. То же относится и к материалу заготовки, из которой планируется получить изделие, т.к. материал, обладающий более высокими эксплуатационными характеристиками, как правило, стоит на порядок дороже, что ведёт к удорожанию конструкции в целом. В связи с этим встаёт вопрос о выборе того или иного метода упрочняющей обработки, при этом следует учитывать такие факторы, как материал изделия, его функциональное назначение и условия эксплуатации. Кроме того, выбранный метод должен отвечать требованиям экономичности и технологичности.

В настоящее время известно множество различных методов упрочнения. Например, в [1] предложено шесть основных классов:

1 – с образованием пленки на поверхности:

1.1 осаждение химической реакцией (оксидирование, сульфидирование, фосфатирование, нанесение упрочняющего смазочного материала, осаждение из газовой фазы);

1.2 осаждение из паров (термическое испарение тугоплавких соединений, катодно-ионная бомбардировка, прямое электронно-лучевое испарение, реактивное электронно-лучевое испарение, электронно-химическое испарение);

1.3 электролитическое осаждение (хромирование, никелирование, электрофорез, никельфосфатирование, борирование, борохромирование, хромофосфатирование);

1.4 напыление износостойких соединений (плазменное напыление порошковых материалов, детонационное напыление, электродуговое напыление, лазерное напыление, вихревое напыление, индукционное припекание порошковых материалов).

2 – с изменением состава поверхностного слоя:

2.1 диффузионное насыщение (борирование, цианирование, азотирование, нитроцементация и т.п.);

2.2 химическое и физико-химическое воздействие (химическая обработка, ионная имплантация, электроискровая обработка и т.д.).

3 – с изменением структуры поверхностного слоя:

3.1 физико-термическая обработка (лазерная закалка, плазменная закалка);

3.2 электрофизическая обработка (электроконтактная, электроэрозионная, магнитная обработка);

3.3 механическая обработка (упрочнение вибрацией, фрикционно-упрочняющая обработка, дробеструйная, обработка взрывом, термомеханическая, электромеханическая);

3.4 наплавка легированным элементом (газовым пламенем, электрической дугой, плазмой, лазерным лучом, пучком ионов и т.д.).

4 – с изменением энергетического запаса поверхностного слоя:

4.1 обработка в магнитном поле (термомагнитная обработка, обработка импульсным и статическим магнитными полями);

4.2 обработка в электрическом поле.

5 – с изменением микрогеометрии (шероховатости) поверхностного слоя:

5.1 обработка резанием (точение, шлифование, сверхскоростное резание);

5.2 пластическое деформирование (накатывание, обкатывание, раскатывание, выглаживание, вибронкатывание, вибровыглаживание, калибрование, центробежно-ударное упрочнение, виброударное упрочнение и т.д.);

5.3 комбинированные методы (анодно-механическая обработка, поверхностное легирование с выглаживанием, резание с воздействием ультразвуковых колебаний, магнитно-абразивная обработка и т.д.).

6 – с изменением структур по объему материала:

6.1 термообработка при положительных температурах (закалка, отпуск, улучшение, закалка ТВЧ, нормализация, термомагнитная обработка);

6.2 криогенная обработка (закалка с обработкой холодом, термоциклирование);

6.3 объемное пластическое деформирование (кручение под высоким давлением, равно-канальное угловое прессование, винтовая экструзия).

Перечисленные методы обладают недостатками, среди которых можно выделить такие, как:

- для методов поверхностного упрочнения (1 – 5): наличие значительных межфазных напряжений, резкая граница перехода от упрочнённой зоны к неупрочнённой, малая глубина упрочнения, большие энергозатраты на обработку (в основном для методов, связанных с термическим, химико-термическим или электрическим воздействием);

- для методов объёмного упрочнения: упрочнение всего объёма металла (что приводит к его охрупчиванию); данный вид обработки связан с высокими финансовыми и энергозатратами, т.к. требуется дорогостоящее оборудование и, в случае объёмного пластического деформирования, обработка связана с нагружением всего объёма металла.

Криогенная обработка и обработка при положительных температурах являются разновидностями закалки металла с тем отличием, что первая осуществляется при повышенных скоростях охлаждения с уходом в отрицательные температуры. Следует отметить, что оба метода обладают общим недостатком – наличие значительных межфазных напряжений между упрочнёнными и неупрочнёнными слоями. Это, в свою очередь, может привести к отслоению материала детали и её разрушению в процессе эксплуатации.

Проанализировав приведённые выше способы упрочняющей обработки, можно сделать вывод, что наиболее полно удовлетворяют требованиям, поставленным вначале данной статьи, методы группы 6.

Рассмотрим некоторые из способов обработки металлов давлением (ОМД). При любом способе ОМД имеет место упрочнение, при этом механизм может быть различным: выпадение дисперсных частиц, измельчение зерна и т.д. Иногда эффект упрочнения несет негативный, побочный характер, так как целью большинства методов является значительное формоизменение. Для повышения статической прочности материала и готовых деталей (пружин, рессорных валиков, резьбовых деталей, карданных валов) эффективно применяют технологию объёмной пластической деформации.

Объёмное упрочнение позволяет повысить упругие свойства путем предварительного скручивания пруткового материала перед изготовлением деталей или скручивания готовых

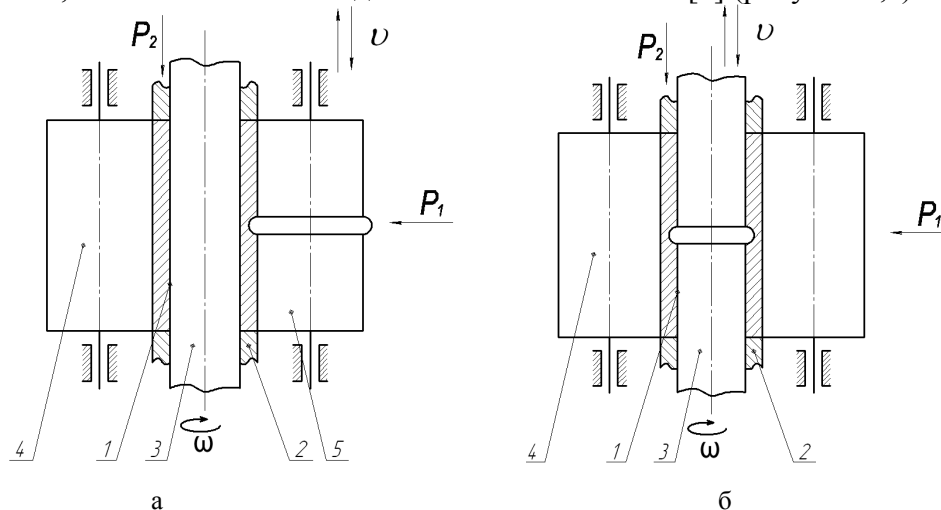
деталей после термической обработки. Так же этот метод применяют для повышения статической прочности деталей, при этом объемный наклеп может оказаться эффективнее легирования и термической обработки, так как не повышается чувствительность к концентрации напряжений [4].

Существующие способы объемного упрочнения не нашли широкого применения, так как для достижения нужных свойств требуются значительные напряжения, которые могут привести к нежелательному формоизменению и к последующим операциям правки.

Поверхностное пластическое деформирование (ППД) является одним из наиболее эффективных способов повышения эксплуатационных свойств деталей машин [1, 4-8]. Упрочнение выполняется с целью повышения сопротивления усталости и твердости поверхностного слоя металла и формирования в нем направленных внутренних напряжений, преимущественно напряжений сжатия, а также регламентированного рельефа микронеровностей на поверхности. В промышленности нашли широкое применения различные способы ППД: обкатка роликами или шариками, волочение, дорнование отверстий, чеканка, дробеструйная, гидродробеструйная и пневмогидродробеструйная обработки, алмазное выглаживание, гидрогалтовка и виброгалтовка дробью, виброабразивная обработка и др.

Перечисленные методы обладают следующими недостатками: наличие значительных межфазных напряжений, высокая стоимость и энергозатраты, охрупчивание поверхностного слоя материала или детали в целом в зависимости от вида обработки, значительное искажение формы исходной заготовки, а также пригодность данных методов не для всех материалов.

В значительной мере свободным от подобных недостатков является способ [2] упрочняющей обработки, основанный на методе валковой штамповки [3] (рисунок 1, а).



**Рисунок 1 – Способ упрочняющей обработки металла методом многоциклового пластического деформирования**  
 1 – заготовка; 2 – упоры; 3 – дорн (пуансон); 4 – валковая матрица

Суть способа заключается в следующем: получают полузаготовку и осуществляют последующую обработку ее наружной поверхности обкаткой в роликовой матрице с фиксацией торцов заготовки. Обработку наружной поверхности заготовки осуществляют одновременно с возвратно-поступательным движением одного или более роликов, имеющих участок большего диаметра. В результате получают металлические втулки с повышенными механическими свойствами и градиентной от наружной поверхности субмикро- и нанокристаллической структурой, что позволяет существенно снизить расход металла [2].

Рассмотренный способ обладает рядом преимуществ, в частности – возможностью достижения значительной степени накопленного формоизменения, в том числе для изделий из труднодеформируемых материалов. Сочетание комплексного монотонного нагружения и локального периодического воздействия на обрабатываемую заготовку позволяет снизить требуемую силу для выполнения обработки и, как следствие, энерго- и финансовые затраты.

Приведённая на рисунке 1,а схема упрочняющей обработки материала позволяет выполнять обработку только наружной поверхности цилиндрических осесимметричных изделий. Выполнение обработки внутренней поверхности по приведённой схеме (рисунок 1,б) затруднено в виду наличия больших сил трения скольжения в зоне контакта заготовки и инструмента и, как следствие, смещение масс металла к краям заготовки, что может привести к значительному искажению формы исходной заготовки. В силу того, что рабочей поверхностью деталей типа втулок в большинстве случаев является внутренняя (например, подшипники скольжения), то актуальной является задача разработки технологии (и средств ее реализации), сочетающей достоинства обеих схем, т.е. выполнять обработку внутренней поверхности изделия (рисунок 1,б), но по схеме, близкой к приведённой на рис. 1,а.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Полевой, С. Н. Упрочнение машиностроительных материалов [Текст]: справочник / С. Н. Полевой, В. Д. Евдокимов. – М.: Машиностроение, 1994. – 496с.
2. Голенков Вячеслав Александрович (RU), Радченко Сергей Юрьевич (RU), Малинин Владислав Георгиевич (RU), Короткий Геннадий Петрович (RU), Дорохов Даниил Олегович (RU): Авторское свидетельство RU 2340423 С1/ Способ получения металлических втулок/.
3. Голенков, В.А. Специальные технологические процессы и оборудование обработки давлением [Текст] / В.А. Голенков, А.М. Дмитриев, В.Д. Кухарь, С. Ю. Радченко, С.П. Яковлев, С.С. Яковлев. – М.: Машиностроение, 2004. – 464с.
4. Батлер, М. А. Упрочнение деталей машин [Текст] / М.А. Балтер. – М.: Машиностроение, 1968. – 196с.
5. Рыжов, Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин [Текст] / Э.В. Рыжов. – Киев.: Наук. Думка, 1984. – 272с.
6. Киричек, А.В. Технология и оборудование статико-импульсной обработки поверхностным пластическим деформированием [Текст] / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, А.Г. Лазуткин. – М.: Машиностроение, 2004 – 288с.
7. Одинцов, Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием [Текст]: справочник / Л. Г. Одинцов. – М.: Машиностроение, 1987. – 328 с.
8. Поляк, М.С. Технология упрочнения. Т. 1 [Текст] / М.С. Поляк. – М.: «Л.В.М. – СКРИПТ», Машиностроение, 1995. – 832с.

#### **Голенков Вячеслав Александрович**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орел  
доктор технических наук, ректор, профессор  
Тел. (4862) 420024,  
E-mail: admin@ostu.ru

#### **Радченко Сергей Юрьевич**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орел  
доктор технических наук, проректор, профессор  
Тел. (4862) 437125  
E-mail: sur@ostu.ru

#### **Дорохов Даниил Олегович**

Мценский филиал ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Мценск  
кандидат технических наук, преподаватель  
Тел. (48646) 25689  
E-mail: ddostu@mail.ru

#### **Грядунцов Игорь Михайлович**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орел  
аспирант  
Тел. (4862) 419841  
E-mail: fry14@yandex.ru

УДК 621.787.6.004

А.В. КИРИЧЕК, Д.Л. СОЛОВЬЕВ, С.В. БАРИНОВ

## РАЗРАБОТКА ПАРАМЕТРОВ ДЛЯ ОПИСАНИЯ ГЕТЕРОГЕННО УПРОЧНЕННОЙ СТРУКТУРЫ

*Предложены параметры, характеризующие гетерогенно упрочненную структуру, полученную поверхностным пластическим деформированием. Даны рекомендации по параметрам гетерогенности упрочненного поверхностного слоя повышающие долговечность деталей машин.*

**Ключевые слова:** гетерогенная структура, контактная выносливость, пластическое деформирование.

*The parameters characterizing heterogeneous structure are entered. Recommendations about the parameters of heterogeneity raising durability of details of cars are given.*

**Key words:** heterogeneous structure, contact endurance, plastic deformation.

Как правило, требуемые эксплуатационные характеристики деталей машин обеспечиваются упрочняющей обработкой. Согласно последним исследованиям, для повышения контактной выносливости деталей наряду с такими характеристиками упрочненного поверхностного слоя как глубина и степень упрочнения (относительное увеличение твердости), важную роль играет равномерность упрочнения, т.е. чередование участков различной твердости как вдоль, так и по глубине упрочненного слоя [1, 2].

Одним из наиболее доступных и эффективных способов повышения контактной выносливости является поверхностное пластическое деформирование (ППД), в частности, статико-импульсная обработка (СИО), которая имеет широкие возможности по формированию упрочненного поверхностно слоя [3]. При использовании СИО может быть получена большая глубина упрочнения (до 6...8 мм) и высокая твердость упрочненного поверхностного слоя (до 6500 МПа). Кроме того, технология СИО позволяет достаточно точно создавать необходимую равномерность упрочнения, поскольку пластическое деформирование материала осуществляется регулируемой импульсной нагрузкой, воздействующей с заданной кратностью приложения. В результате на упрочняемой поверхности формируются деформируемые области металла, перекрывающиеся между собой в определенном порядке и сочетании. Статическая составляющая нагрузки практически не участвует в процессе упругопластического деформирования и предназначена для наиболее полного использования импульсной [4-6].

Варьированием режимов СИО были получены упрочненные структуры с различной равномерностью, отличающиеся по размерам и степени упрочнения твердых и мягких участков, характеру их чередования. Их исследование показало, что при определенной картине формирования твердых и мягких областей контактное выкрашивание может быть снижено до 3...6 раз [2, 7, 8]. Определение взаимосвязи между параметрами, характеризующими гетерогенно упрочненную структуру, и долговечностью деталей машин, поверхности которых испытывают контактные циклические нагрузки, позволит обоснованно назначать режимы упрочняющей обработки (и не только статико-импульсной) формирующей требуемую равномерность упрочнения. Однако до настоящего времени параметров позволяющих описать неравномерность упрочненной структуры не существовало.

В результате анализа гетерогенно упрочненной структуры полученной СИО предложено описывать размеры твердых и мягких участков и шаг их чередования с помощью относительной опорной твердости  $L_{\Delta H}^h$  и относительного количества локальных упрочненных участков на базовой длине  $N_{\Delta H}^h$ .

Относительная опорная твердость  $L_{\Delta H}^h$  представляет собой отношение суммы длин участков с одной определенной степенью упрочнения на рассматриваемой глубине к базовой длине, на которой проводится измерение (рисунок 1)

$$L_{\Delta H}^h = \frac{\sum_{j=1}^{N_{\Delta H}^h} L_{\Delta H j}^h}{L}, \quad (1)$$

где  $h$  – глубина уровня на котором определяется относительная опорная твердость, мм;  
 $\Delta H$  – степень упрочнения участков для которых определяется относительная опорная твердость, %;

$L_{\Delta H_j}^h$  – длина  $j$ -го участка со степенью упрочнения  $\Delta H$  на рассматриваемом уровне, мм;

$L$  – базовая длина, т.е. расстояние вдоль упрочненной поверхности, на котором определяется относительная опорная твердость, мм;

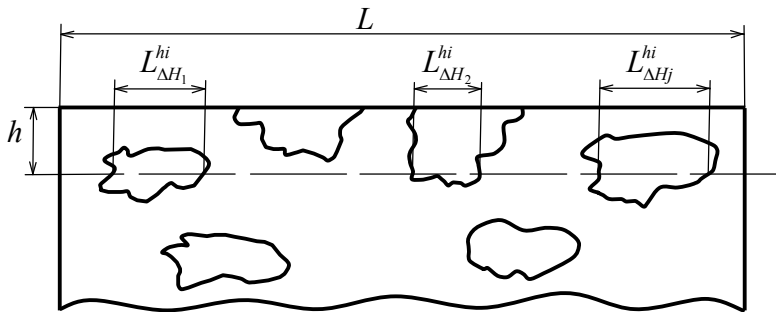


Рисунок 1 – Схема определения относительной опорной твердости  $L_{\Delta H}^h$

$n_{\Delta H}^h$  – количество локальных упрочненных участков, шт;  $j$  – порядковый номер участка со степенью упрочнения  $\Delta H$ , ( $j=1 \dots n_{\Delta H}^h$ ).

Относительное количество локальных упрочненных участков на базовой длине  $N_{\Delta H}^h$  представляет собой отношение количества упрочненных участков  $n_{\Delta H}^h$  со степенью упрочнения  $\Delta H$  к базовой длине  $L$ ,

на которой производится измерение

$$N_{\Delta H_{cp}}^h = \frac{n_{\Delta H}^h}{L} \quad (2)$$

на которой производится измерение

Параметры гетерогенности описывают характер чередования твердых участков имеющих одинаковую степень упрочнения. Глубина уровня  $h$ , на котором определяется относительная опорная твердость, может изменяться в пределах всего упрочненного поверхностного слоя.

Таким образом, параметр  $L_{\Delta H}^h$  позволяет оценить относительную длину всех твердых участков на определенном уровне глубины упрочненного слоя, а параметр  $N_{\Delta H}^h$  оценить их количество на базовой длине.

Характеристика неравномерности упрочнения с помощью параметров  $L_{\Delta H}^h$  и  $N_{\Delta H}^h$  будет выглядеть следующим образом. Если при некотором значении параметра  $L_{\Delta H}^h$  будет увеличиваться  $N_{\Delta H}^h$ , то это означает, что на данном уровне упрочненного поверхностного слоя повышается количество более мелких твердых участков, расположенных на более близком расстоянии друг от друга и неравномерность упрочнения такой структуры увеличивается. Если при неизменном значении  $N_{\Delta H}^h$  будет увеличиваться  $L_{\Delta H}^h$ , то это означает, что на данном уровне упрочненного поверхностного слоя размеры твердых участков увеличиваются, а расстояние между ними уменьшаться и упрочненная структура становится более равномерной.

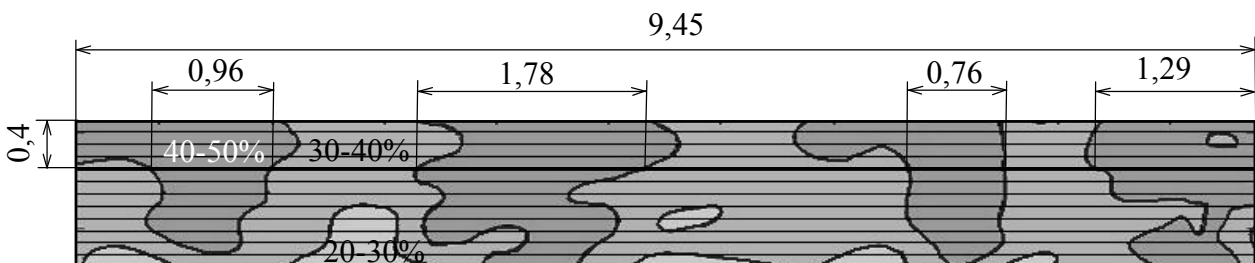


Рисунок 2 – Определение относительной опорной твердости для участков со степенью упрочнения 40...50% на глубине  $h=0,4$  мм, на базовой длине  $L=9,45$  мм

Пример определения параметров  $L_{\Delta H}^h$  и  $N_{\Delta H}^h$ . Необходимо определить относительную опорную твердость для упрочненных участков со степенью упрочнения  $\Delta H=40 \dots 50\%$  на базовой длине  $L=9,45$  мм на глубине  $h=0,4$  мм (рисунок 2). На данном уровне упрочненного поверхностного слоя количество участков со степенью упрочнения  $\Delta H=40 \dots 50\%$  будет



$n_{\Delta H}^h = 4$  шт. Длина участков с заданной степенью упрочнения  $L_{\Delta H1}^h = 0,96$  мм,  $L_{\Delta H2}^h = 1,78$  мм,  $L_{\Delta H3}^h = 0,76$  мм,  $L_{\Delta H4}^h = 1,29$  мм. Сумма длин участков  $\sum_{j=1}^{N_{\Delta H}^h} L_{\Delta Hj}^h = (0,96 + 1,78 + 0,76 + 1,29) = 4,79$  мм.

Согласно ф. (1) и (2), значения,  $L_{\Delta H}^h = 0,51$  и  $N_{\Delta H}^h = 0,42$  шт/мм.

При оценке эпюр распределения твердости по глубине и вдоль упрочненной поверхности после СИО установлено, что контактное выкрашивание снижается до 3...6 раз при создании гетерогенно упрочненного поверхностного слоя, на глубине перекрывающей область зарождения опасной точки, где могут развиваться усталостные трещины, со следующими параметрами: степень упрочнения твердых участков 40...60%, опорная твердость  $L_{\Delta H}^h = 0,5...0,8$ , относительное количество локальных упрочненных участков на базовой длине  $N_{\Delta H}^h = 1,9...3,2$ , при этом общая глубина упрочнения должна быть не менее 3...3,5 мм.

Выводы:

1. Предложены параметры, характеризующие гетерогенно упрочненную структуру, с помощью которых можно оценить и провести сравнительный анализ размеров твердых и мягких участков, степени их упрочнения и шага чередования вдоль упрочненной поверхности.

2. Получены рекомендации по параметрам гетерогенно упрочненной структуры, позволяющим повысить долговечность поверхностного слоя, испытывающего контактные циклические нагрузки.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иванов Г.П., Картонова Л.В., Худошин А.А. Повышение износостойкости деталей созданием регулярной гетерогенной макроструктуры // Строительные и дорожные машины, 1997. № 1. С. 33-34.
2. Повышение контактной выносливости деталей машин гетерогенным деформационным упрочнением статико-импульсной обработкой / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, С.В. Баринов, С.А. Силантьев // Упрочняющие технологии и покрытия. 2008. № 7. С.9-15.
3. Киричек А.В., Соловьев Д.Л. Технологические возможности статико-импульсной обработки // Упрочняющие технологии и покрытия. 2006. № 8. С. 3-5.
4. Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Силантьев С.А. Влияние режимов статико-импульсной обработки на равномерность упрочнения поверхностного слоя // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2004. № 2. С.13-17.
5. Киричек А.В., Соловьев Д.Л. Создание гетерогенной структуры материала статико-импульсной обработкой // СТИН. 2007. №12. С. 28-31.
6. Киричек А.В., Соловьев Д.Л. Равномерность наклепа после статико-импульсной обработки. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2005. № 8. С.3-5.
7. Установка для испытаний на контактную выносливость плоских поверхностей деталей машин / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, С.А. Силантьев, С.В. Баринов // Известия ОрелГТУ. Машиностроение. Приборостроение. 2007. № 3. С.98-103.
8. Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Баринов С.В., Тарасов Д.Е. Экспериментальный комплекс для исследований контактно-усталостного изнашивания деталей машин // Известия ОрелГТУ. Машиностроение. Приборостроение. 2009. № 3-2. С.7-13.

Исследования выполнены при поддержке гранта РФФИ № 09-01-99005

#### **Киричек Андрей Викторович**

Орловский государственный технический университет, г. Орел  
Доктор технических наук, профессор, директор Технологического института ОрелГТУ  
тел./ fax (4862)555524  
E-mail: avk@ostu.ru

#### **Соловьев Дмитрий Львович**

Муромский институт Владимирского государственного университета  
Доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Станки и инструмент»  
тел.(49234)77101  
E-mail: murstin@yandex.ru

#### **Баринов Сергей Владимирович**

Муромский институт Владимирского государственного университета  
Кандидат технических наук, доцент кафедры «Станки и инструмент»  
тел.(49234)77101  
E-mail: box64@rambler.ru

С.К. АМБРОСИМОВ, А.Н. БОЛЬШАКОВ

## ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫХОДЕ ЗУБА ИЗ ЗОНЫ ОБРАБОТКИ

*В статье представлены теоретические исследования ударной нагрузки на режущей кромки возникающих в момент выхода зуба из зоны обработки.*

**Ключевые слова:** процесс резания, динамические характеристики, зона обработки, длина контакта стружки.

*In this article are represented theoretical researches of shock loading on a cutting edge in a moment tooth outlet zone of milling.*

**Key words:** process of cutting, dynamic characteristics, a zone of processing, length of contact of a shaving.

При обработке заготовок резанием при выходе режущего клина из зоны обработки на его передней и задней поверхностях увеличиваются действующие на них сжимающие напряжения. Особенно ощутимо это воздействие для тех способов обработки, при которых происходит частый выход режущего клина (режущих зубьев) из зоны обработки, т.е. для методов обработки с прерывистым резанием. Наиболее распространенным методом обработки с прерывистым резанием является фрезерование.

В работе [1] была использована известная формула, на основании которой были рассмотрены процессы, происходящие при выходе режущего клина из зоны обработки. В основе рассмотренной модели лежит эмпирическая зависимость длины контакта стружки с передней поверхностью режущего клина. Рассмотренная модель недостаточно точно описывает процесс возрастания напряжений на передней поверхности в силу того, что эмпирическая формула не учитывает ряда технологических и физических параметров, таких как: скорость резания, передний угол, модуль упругости материала обрабатываемой заготовки; относительную скорость пластического деформирования для этого материала и другие. Кроме того, как указывают авторы статьи [2], эта формула дает погрешность от 32 до 130%.

В данной статье представлена более точная формула расчёта длины контакта стружки с передней поверхностью режущего клина, которая учитывает влияние перечисленных выше технологических и физических параметров.

Схема резания, а также допущения для данной модели выхода режущего клина из зоны обработки принимаются по работе [1].

Сила трения, действующая на переднюю поверхность со стороны стружки, вычисляется по формуле:

$$F_i = R_i \cdot \sin \eta_i = \tau \cdot a \cdot b \cdot \frac{\sin \eta_i}{\sin \Phi_i \cdot \cos(\omega_i + \Phi_i)}, \quad (1)$$

где  $a$  и  $b$  – толщина и ширина срезаемого слоя соответственно,  
 $\tau$  – касательное напряжение,  
 $\Phi$  – угол наклона условной плоскости сдвига,  $\eta$  – угол трения.

Величина силы трения уменьшается, по мере приближения режущего клина к «выходу» из зоны резания.

Сила нормальной реакции, действующая со стороны передней поверхности на стружку, вычисляется по формуле:

$$N_i = R_i \cdot \cos \eta_i = \tau \cdot a \cdot b \cdot \frac{\cos \eta_i}{\sin \Phi_i \cdot \cos(\omega_i + \Phi_i)} \quad (2)$$

Величина силы нормальной реакции тоже уменьшается, по мере приближения режущего клина к «выходу» из зоны резания.

$$\omega_i = \eta_i - \gamma, \quad (3)$$

где  $\omega$  – угол действия,  
 $\gamma$  – передний угол.

С учётом выражения 3 формулы 1 и 2 примут вид:

$$F_i = R_i \cdot \sin \eta_i = \tau \cdot a \cdot b \cdot \frac{\sin \eta_i}{\sin \Phi_i \cdot \cos(\eta_i - \gamma + \Phi_i)} \quad (4)$$

$$N_i = R_i \cdot \cos \eta_i = \tau \cdot a \cdot b \cdot \frac{\cos \eta_i}{\sin \Phi_i \cdot \cos(\eta_i - \gamma + \Phi_i)} \quad (5)$$

Величина угла  $\eta_i$  определяется из выражения

$$\operatorname{tg} \eta = \mu, \quad (6)$$

где  $\mu$  – коэффициент трения в зоне резания между режущим клином и стружкой

В работе [3] приводится формула расчёта коэффициента усадки стружки в зависимости от коэффициента трения:

$$K = u \cdot \left\{ 2 \cdot \mu \cdot \cos^2 \gamma \cdot (1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sqrt{\left[ 2 \cdot \mu \cdot \cos^2 \gamma \cdot (1 - \operatorname{tg} \gamma) \right]^2 + \left[ 4 \cdot \mu \cdot \left( \frac{1}{u \cdot \cos \gamma} - 1 \right) + 1 + 2 \cdot \mu \right] \cdot \cos^2 \gamma} \right\}; \quad (7)$$

Решение этого уравнения относительно коэффициента трения, даёт выражение для определения коэффициента трения как функции от величины усадки стружки  $K$ :

$$\mu(K) = \frac{\left( \frac{K}{u} \right)^2 - \cos^2 \gamma}{\left[ \frac{4}{u \cdot \cos \gamma} - 2 + 4 \cdot \frac{K}{u} \cdot (1 - \operatorname{tg} \gamma) \right] \cdot \cos^2 \gamma} \quad (8)$$

В выражении (8) безразмерный коэффициент  $u$  определяется в зависимости от переднего угла  $\gamma$ :

$$\begin{cases} u = 1 \text{ при } \gamma \geq 0; \\ u = 1 - \sin \gamma \text{ при } \gamma < 0; \end{cases} \quad (9)$$

Коэффициент усадки стружки можно определить по углу наклона условной плоскости сдвига  $\Phi$  по выражению:

$$K = \frac{\cos(\Phi \pm \gamma)}{\sin \Phi}; \text{ "+" при } \gamma > 0; \text{ "-" при } \gamma < 0 \quad (10)$$

$$K = \operatorname{ctg} \Phi; \text{ при } \gamma = 0$$

Так как при выходе режущего клина из зоны резания, угол  $\Phi$  меняется, то и толщина фактически срезаемого слоя изменяет своё значение [1].

Длина участка пластического контакта также уменьшается. Она уменьшается не пропорционально уменьшению силы трения и силы нормальной реакции, действующих на переднюю поверхность режущего клина. Из-за чего напряжения  $\tau_F$  и  $\sigma_N$  сосредотачиваются на меньшей площади контакта, на вершине режущего клина и имеют более высокие значения по сравнению с напряжениями, возникающими когда режущий клин не находится на «выходе» из зоны резания.

В работе [2] приведены более точные расчётные формулы для определения длин  $C_0$  и  $C_1$  контактной площадки.

Первая версия:

$$C_1 = a / \cos \gamma + l_n / \cos \Phi; C_0 = 2 \cdot C_1 - a / \cos \gamma \quad (11)$$

$$l_n = \left[ z^2 + (a \cdot \cos \gamma \pm z \cdot \operatorname{tg} \gamma)^2 \right]^{0.5}, \quad (12)$$

здесь верхний знак при  $\gamma < 0$ , нижний при  $\gamma > 0$ ;  $\Phi = \arcsin(a/l_n)$

Координаты  $z$  и  $y$  определяются по формулам:

$$z = u \pm (u^2 - 4 \cdot q \cdot w)^{0.5} / 2 \cdot q; y = L + z \cdot \operatorname{tg} \gamma \mp a / \cos \gamma, \quad (13)$$

здесь верхний знак при  $\gamma < 0$ , нижний при  $\gamma > 0$ ;

$$u = 2 \cdot r^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot Q; \quad (14)$$

$$q = r^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma + L^2; \quad (15)$$

$$w = r^2 \cdot (Q^2 - L^2); \quad (16)$$

$$Q = L - a / \cos \gamma; \quad (17)$$

$$r = d/2; \quad (18)$$

$$L = [1000 \cdot v \cdot T / 60] + a / \cos \gamma; \quad (19)$$

$$T = \sigma / (E \cdot \varepsilon), \quad (20)$$

где  $d$  – диаметр отпечатка шарика прибора Бринелля;

$v$  – скорость резания в м/мин;  $a$  и  $L$  – в мм;

$T$  – время запаздывания в с;

$\sigma$  – напряжение;  $E$  – модуль упругости;

$\varepsilon$  – относительная скорость пластического деформирования.

Обычно  $\sigma$  и  $E$  известны, но параметр  $\varepsilon$  в механике, реологии и теории резания изучен недостаточно. Для его определения необходимо рассмотреть данные, приведённые в работах [4], [5], [6].

Вторая версия:

$$C_1 = l_0 + a / \cos \gamma; C_0 = 2 \cdot C_1 - a / \cos \gamma \quad (21)$$

$l_0$  вычисляется по табличному эллиптическому интегралу:

$$l_0 = \int_0^z [1 + (y')^2]^{0.5} dz \quad (22)$$

Как показывает анализ, наименьшую погрешность ( $\delta = 5 \dots 23\%$ ) дают формулы для первой и второй версии расчётов. В то время как эмпирические формулы дают погрешность  $\delta = 32 \dots 130\%$ . Таким образом, достаточно высокая точность расчётов по обеим версиям свидетельствует о верности предложенного подхода к проблеме расчёта размеров контактной площадки [2].

Предположение об увеличении нормальных и касательных напряжений основано на том, что скорость уменьшения длины контакта стружки с передней поверхностью режущего клина больше, чем скорость уменьшения силы резания при выходе режущего клина из зоны обработки. Это приводит к увеличению нормальных и касательных напряжений, определяемых как отношение силы резания к площади контакта.

Для подтверждения предположения возрастания нормальных и касательных напряжений, действующих на переднюю поверхность инструмента при выходе его из зоны резания, произведён теоретический расчёт изменения нормальных и касательных напряжений на передней поверхности режущего клина по формулам  $\sigma_N = \frac{N}{C \cdot b}$ ;  $\tau = \frac{F}{C \cdot b}$  с учётом формул (1) – (22).

*Исходные данные для расчёта:* обрабатываемый материал – сталь 30Х; твёрдость 168 НВ; предел прочности 600 МПа;  $E = 2 \cdot 10^5$  МПа; передний угол  $\gamma = 5^\circ$ , скорость резания 70 м/мин; толщина срезаемого слоя  $a = 0,2$  мм; угол наклона условной плоскости сдвига  $\Phi_0 = 15,6^\circ$ ;

Приняв  $\varepsilon = 1 \text{ с}^{-1}$ , а действующее напряжение равным пределу прочности, найдём  $T = 0,003$  с.

При теоретическом расчёте сделано предположение, что угол наклона условной плоскости сдвига  $\Phi$ , меняет своё значение от  $\Phi_0$  до 0 (в реальности он принимает некоторое конечное значение).

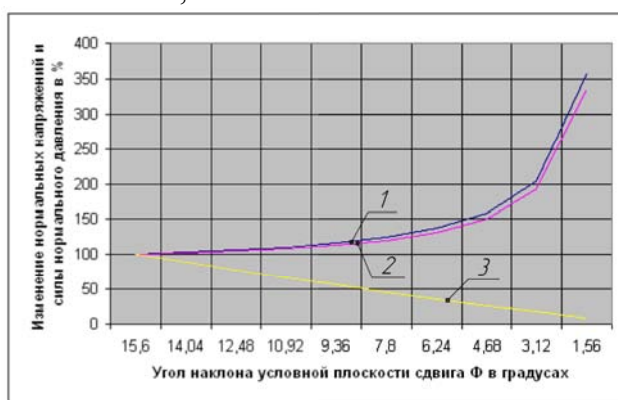
По результатам расчёта построены графики (рисунок 1, 2) зависимости изменения нормальных и касательных напряжений в % от величины угла наклона условной плоскости сдвига  $\Phi$  при его выходе из зоны резания от толщины срезаемого слоя материала для случая

обработки стали 30Х твёрдосплавным инструментом с передним углом  $\gamma = 20^\circ$ , со скоростью резания 70 м/мин, угол наклона  $\Phi = 23,68^\circ$ , что соответствует коэффициенту усадки стружки  $K = 1,8$ .

Для дальнейшего теоретического изучения изменения напряжений необходимо установить характер их изменений в зависимости от различных технологических и физических параметров, таких как: толщины срезаемого слоя, скорости резания, переднего угла  $\gamma$  и др.

На рисунках 3 и 4 представлены графики зависимостей изменения нормальных и касательных напряжений, действующих на передней поверхности режущего клина при его выходе из зоны резания в зависимости от толщины срезаемого слоя для случая обработки стали 30Х твёрдосплавным инструментом, со скоростью резания 70 м/мин, с передним углом  $\gamma = 20^\circ$ , угол наклона  $\Phi = 23,68^\circ$ .

На рисунках 5 и 6 представлены графики зависимостей изменения нормальных и касательных напряжений, действующих на передней поверхности режущего клина при его выходе из зоны резания в зависимости от величины переднего угла для случая обработки стали 30Х твёрдосплавным инструментом, со скоростью резания 70 м/мин, с толщиной срезаемого слоя  $a = 0,2$  мм, угол наклона  $\Phi = 23,68^\circ$ .



**Рисунок 1 – Зависимость изменения нормальных напряжений и силы нормальной реакции, действующих на передней поверхности твёрдосплавного инструмента**  
 1 – нормальные напряжения, действующие на участке пластического контакта стружки с передней поверхностью;  
 2 – нормальные напряжения, действующие на всём участке контакта стружки с передней поверхностью; 3 – кривая изменения силы нормальной реакции на переднюю поверхность



**Рисунок 2 – Зависимость изменения касательных напряжений и силы трения, действующих на передней поверхности твёрдосплавного инструмента**  
 1 – касательные напряжения, действующие на участке пластического контакта стружки с передней поверхностью; 2 – касательные напряжения, действующие на всём участке контакта стружки с передней поверхностью; 3 – кривая изменения силы нормальной реакции на переднюю поверхность

На рисунках 7 и 8 представлены графики зависимостей изменения нормальных и касательных напряжений, действующих на передней поверхности режущего клина при его выходе из зоны резания в зависимости от скорости резания для случая обработки стали 30Х твёрдосплавным инструментом, с передним углом  $\gamma = 20^\circ$ , с толщиной срезаемого слоя  $a = 0,2$  мм, угол наклона  $\Phi = 23,68^\circ$ .

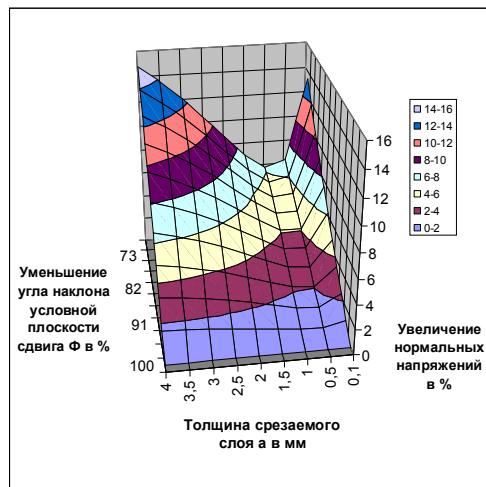


Рисунок 3 – Зависимость изменения нормальных напряжений, от толщины срезаемого слоя материала  $a$  (мм)

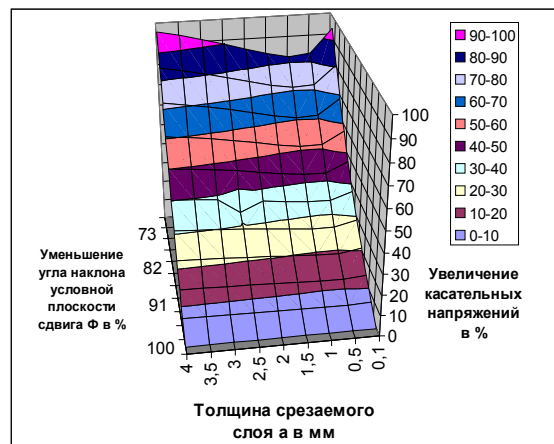


Рисунок 4 – Зависимость изменения касательных напряжений, от толщины срезаемого слоя материала  $a$  (мм)

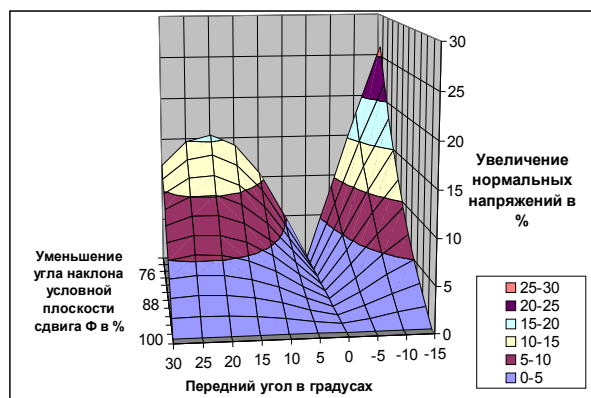


Рисунок 5 – Зависимость изменения нормальных напряжений от величины переднего угла  $\gamma$

На рисунках 9 и 10 представлены графики зависимостей изменения нормальных и касательных напряжений, действующих на передней поверхности режущего клина при его выходе из зоны резания в зависимости от усадки стружки  $K$  для случая обработки материалов с различной усадкой стружки твёрдосплавным инструментом, с передним углом  $\gamma = 20^\circ$ , с толщиной срезаемого слоя  $a = 0,2$  мм и скоростью резания 70 м/мин.

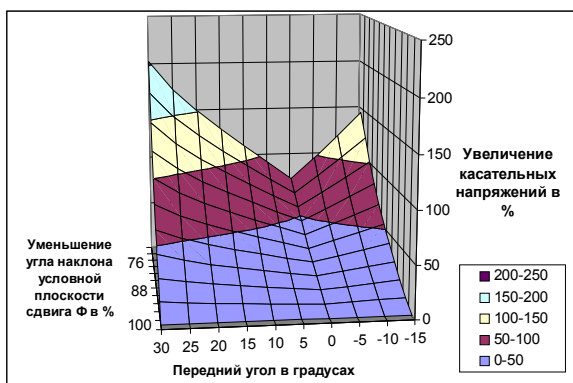


Рисунок 6 – Зависимость изменения касательных напряжений от величины переднего угла  $\gamma$

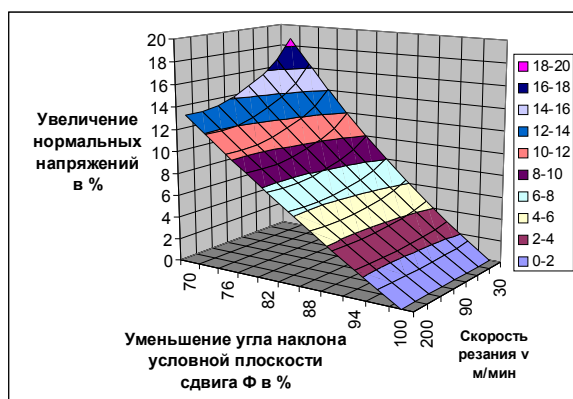


Рисунок 7 – Зависимость изменения нормальных напряжений от величины скорости резания  $V$  м/мин

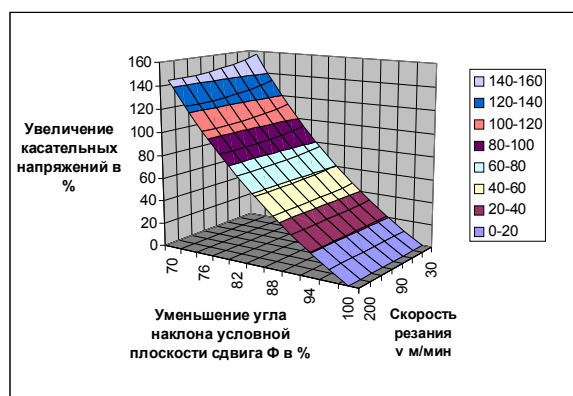


Рисунок 8 – Зависимость изменения касательных напряжений от величины скорости резания  $V$  м/мин

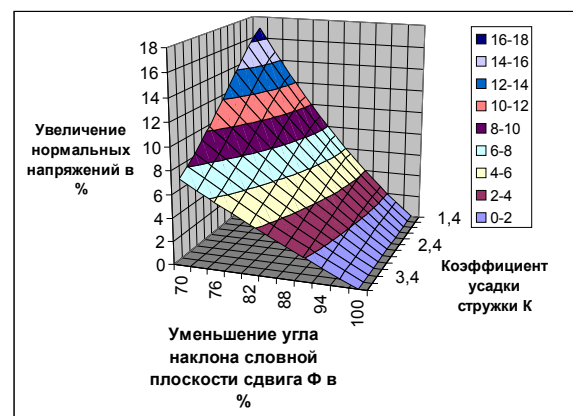


Рисунок 9 – Зависимость изменения нормальных напряжений от коэффициента усадки стружки  $K$

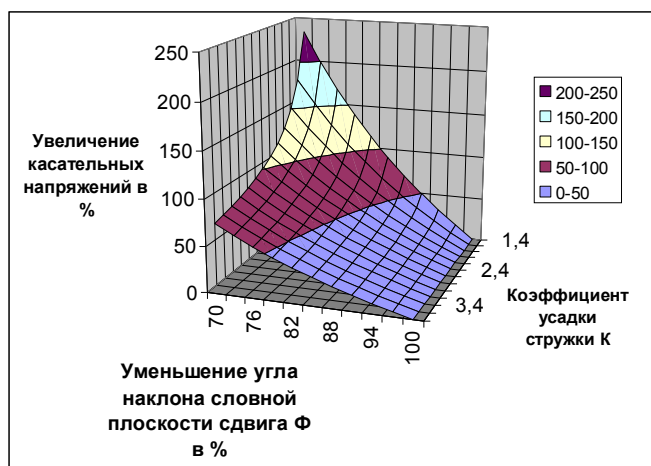


Рисунок 10 – Зависимость изменения касательных напряжений от коэффициента усадки стружки  $K$

## ВЫВОДЫ

На основании предположения о уменьшении угла наклона условной плоскости сдвига при выходе зуба из зоны обработки за счёт возникновения пластической деформации на торце заготовки от  $\Phi$  до некоторого значения близкого к нулю получены зависимости изменения касательных и нормальных напряжений у вершины режущей кромки зуба.

Выведены зависимости для расчёта касательных и нормальных напряжений, учитывающие широкий диапазон физических и технологических параметров процесса резания.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Амбросимов, С.К. Исследование динамики процесса резания при выходе зуба из зоны обработки при фрезеровании [Текст] / С.К. Амбросимов, А.Н. Большаков // *Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии*. – 2010, №1/279 (592). – С.29 – 34.
2. Сидоренко, Л.С. Определение размеров контактных площадок на рабочих поверхностях инструмента [Текст] / Л.С. Сидоренко // *СТИН*. – 2003, №10. С.25 – 31.
3. Воронцов, А.Л. Математическое описание стружкообразования, пульсации силы резания, а также параметров контакта заготовки с задней поверхностью резца [Текст] / А.Л. Воронцов // *Производство проката*. – 2008, №5. – С.2 – 8.
4. Виноградов, А.А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых металлов твёрдосплавными сверлами [Текст] / А.А. Виноградов. – Киев: Наукова думка, 1985. – 263 с.
5. Ильюшин, А.А. Сопротивление материалов. [Текст] / А.А. Ильюшин, В.С. Ленский. – М.: Физматгиз, 1959. – 365 с.
6. Рейнер, М. Реология [Текст] / М. Рейнер. – М.: Наука, 1965. – 123 с.

### Амбросимов Сергей Константинович

Липецкий государственный технический университет  
 Доктор технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения»  
 Тел. (4742) 74-39-36

### Большаков Алексей Николаевич

Липецкий государственный технический университет  
 Аспирант  
 Тел. 8-951-305-36-62



## ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОПЕРАЦИЙ ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТНО-ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

*В статье предложена методология проектирования операций отделочно-упрочняющей обработки поверхностным пластическим деформированием. Представлена методика расчета параметров инструмента и режимов, обеспечивающих заданную шероховатость обрабатываемой поверхности.*

**Ключевые слова:** *поверхностное пластическое деформирование, шероховатость, режимы обработки, инструмент.*

*This paper introduces a design methodology of operations of finishing-hardening treatment by surface plastic deformation. A method for calculating the parameters of the instrument and regimes that provide the specified anchor the work surface.*

**Key words:** *surface plastic deformation, surface roughness, cutting data, tool.*

Несмотря на весьма длительную историю развития методов ППД, на сегодняшний день не разработано общей методологии, позволяющей проектировать операции ОУО ППД для обработки заданной поверхности с требуемыми параметрами качества поверхностного слоя, следовательно, невозможно создание алгоритма и программы автоматизированного проектирования таких операций. В то же время, имеются отдельные литературные данные, позволяющие уже сегодня подойти к разработке общей методологии проектирования операций для ОУО ППД.

При проектировании операций ОУО ППД предлагается алгоритм, представленный на (рисунок 1). Исходными данными для проектирования являются размеры, форма и требуемая точность поверхности, шероховатость, степень и глубина упрочнения поверхностного слоя, материал и размеры детали.

Поскольку возможности ОУО ППД по повышению точности не превышают высоты неровностей профиля шероховатости поверхности, то можно считать, что она полностью обеспечивается точностью предшествующей обработки. Исходя из заданной точности окончательно обработанной поверхности, определяется метод предшествующей обработки, который в свою очередь определяет исходную шероховатость поверхностного слоя. В настоящее время накоплены достаточно обширные банки данных по различным методам обработки, что позволяет решить эту задачу. Очевидно, что в результате будет получено несколько методов обработки, обеспечивающих необходимую точность поверхности.

Выбор среди этих методов необходимо производить в соответствии с условиями конкретного производства конкретной детали. Критерием выбора может быть производительность, наличие оборудования и оснастки, минимальная себестоимость и др.

Следующим этапом проектирования является выбор метода и схемы обработки ОУО ППД. Он осуществляется исходя из размеров детали, от которых зависит ее жесткость; размеров и формы обрабатываемой поверхности; функционального назначения поверхности.

Последним этапом является определение геометрических параметров рабочей части инструмента и назначение режимов обработки. В один этап эти параметры объединены в силу весьма тесной взаимосвязи между ними при ОУО ППД.

В зависимости от требуемых значений шероховатости, степени и глубины упрочнения ОУО ППД подразделяется на отделочную, отделочно-упрочняющую и упрочняющую.

Отделочная обработка ППД производится с целью уменьшения исходной шероховатости поверхности и увеличения ее несущей способности, т.е. увеличения параметра шероховатости  $t_p$  или уменьшения параметра  $R_p$  практически без упрочнения поверхностного

слоя детали. Это необходимо для повышения износостойкости детали при жидкостном трении, контактной жесткости, герметичности и коррозионной стойкости. Процесс отделочной обработки ППД деталей осуществляется при рабочем давлении, обеспечивающим частичное сглаживание выступов шероховатости при контактом сближении  $y_k \leq 0,5 Rr_{исх}$ .

Отделочно-упрочняющая обработка ППД производится с целью уменьшения исходной шероховатости поверхности и увеличения ее несущей способности и частичного поверхностного упрочнения детали. Это необходимо для повышения износостойкости при граничном трении, контактной жесткости, герметичности и частично усталостной прочности деталей. Процесс отделочно-упрочняющей обработки ППД деталей осуществляется при рабочем давлении, обеспечивающем контактное сближение в пределах  $0,5 Rr_{исх} \leq y_k \leq Rr_{исх}$ .

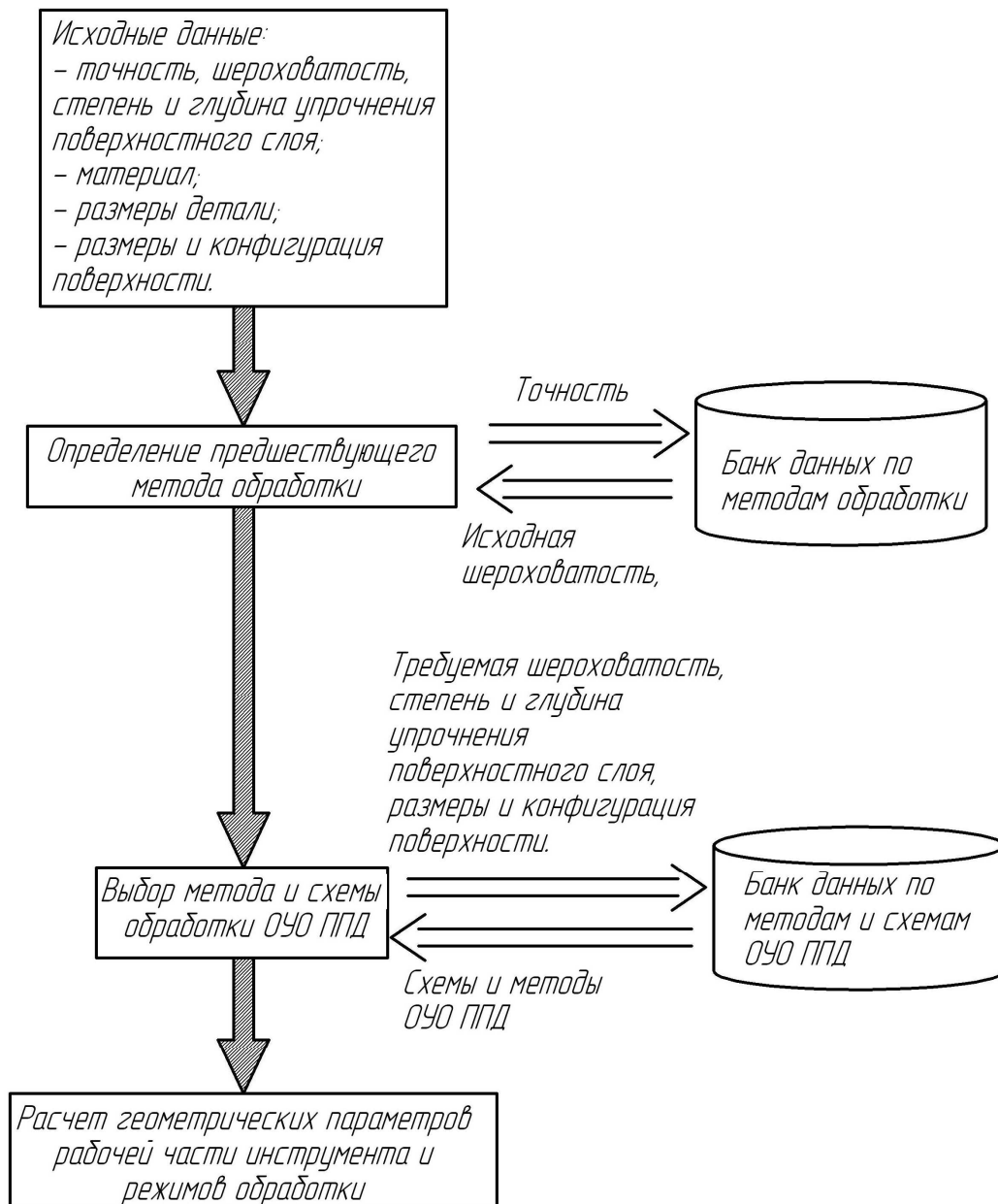


Рисунок 1 – Алгоритм проектирования операции ОУО ППД

Упрочняющая обработка ППД производится с целью упрочнения поверхностного слоя детали. Это необходимо для повышения износостойкости при сухом трении и усталостной прочности деталей. При этом происходит полное переформирование исходной шерохо-

ватости, вплоть до формирования нового регулярного профиля. Процесс упрочняющей обработки ППД осуществляется при  $y_k > R_{p_{исх}}$  (рисунок 1).

В соответствии с [1,2], общий вид зависимости для определения высоты неровности шероховатости имеет вид:

$$Rz = h_1 + h_3 + h_4, \quad (1)$$

где составляющая  $h_1$  обусловлена геометрией и кинематикой перемещения инструмента,  $h_3$  определяется величиной пластических деформаций неровностей шероховатости,  $h_4$  - шероховатостью рабочей поверхности инструмента (рисунок 2).

Составляющие шероховатости определяются по следующим зависимостям:

– при ОУО ППД шариками и роликами кругового профиля [2]:

$$h_1 = S^2 / (8 \cdot r), \quad (2)$$

где  $S$  – подача, мм/об;  $r$  – профильный радиус инструмента, мм;

– при ОУО ППД с каплевидным отпечатком [2]:

$$h_1 = r(1 - \cos \varphi_a) + \sin \varphi_a (S \cdot \cos \varphi_a - \sqrt{S \cdot \sin \varphi_a (2r - S \cdot \sin \varphi_a)}), \quad (3)$$

где  $\varphi_a$  – задний угол вдавливания.

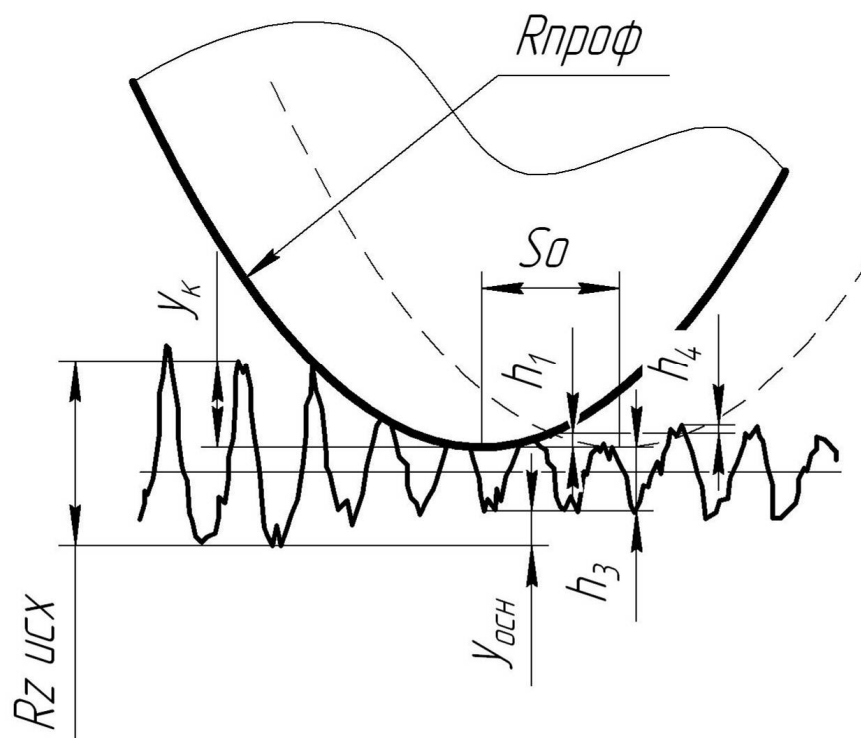


Рисунок 2 – Схема формирования шероховатости при отделочных и отделочно-упрочняющих режимах ОУО ППД

Составляющая  $h_4$  определяется шероховатостью рабочей поверхности инструмента (рисунок 2).

По результатам экспериментальных исследований при отделочных и отделочно-упрочняющих режимах ОУО ППД сглаживание неровностей происходит как за счет деформации вершин  $y_k$ , так и за счет поднятия дна впадин шероховатостей. Причем профиль дна меняет свою форму незначительно. Поэтому можно говорить о том, что вытесненный из вершины материал перераспределяется, равномерно поднимая дно шероховатости на величину  $y_{осн}$ . Зависимость для расчета составляющей  $h_3$  выглядит следующим образом:

$$h_3 = R_{z_{исх}} - (y_k + y_{осн}). \quad (4)$$

При упрочняющих режимах ОУО ППД, вследствие значительного обратного течения материала (в сторону, противоположную подаче), происходит вытеснение всего сформированного профиля шероховатости. В этом случае величина составляющей  $h_3$  определяется не-

равномерностью протекания пластической деформации, обуславливаемой профилем инструмента, величиной подачи, исходной шероховатостью, свойствами обрабатываемого материала и другими факторами.

При отделочной и отделочно-упрочняющей обработке Определение геометрии инструмента.

При отделочной и отделочно-упрочняющей обработке в основном происходит деформация исходных неровностей шероховатости. Если геометрическая ширина контакта порядка  $Sm$  (рисунок 3) инструмент попадает то на выступы, то на впадины шероховатости, что при постоянном рабочем усилии приводит к существенным отклонениям контактного сближения и схемы деформирования неровностей от принятой. Это может вызвать повышение волнистости и шероховатости поверхности по сравнению с расчетными значениями. Кроме того, поскольку фактическая площадь контакта относительно мала, то мало и рабочее усилие, которое может составлять единицы ньютона. Это осложняет настройку инструмента, может привести к существенным отклонениям фактического от настраиваемого значения рабочего усилия. Так же малое значение ширины контакта приводит к необходимости снижения подачи, а следовательно и производительности.

Для обеспечения уменьшения волнистости, стабильности усилия, повышения производительности желательно обеспечивать минимальную ширину контакта порядка  $3 Sm$  (рисунок 3). При ширине  $2 Sm$  инструмента может перекрывать одну или две вершины, что достаточно существенно сказывается на процессе обработки.

Основное влияние на ширину контакта оказывают радиус инструмента и контактное сближение. Их соотношение определяется из геометрических соображений:

$$r = \frac{(3 \cdot Sm)^2}{8 \cdot y_k} \quad (5)$$

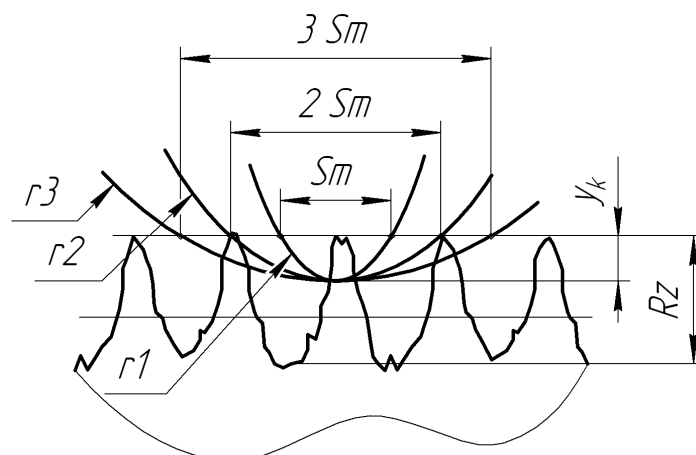


Рисунок 3 – Взаимосвязь радиуса инструмента с параметрами шероховатости

Учитывая, что при отделочных режимах  $y_k$  достигает  $0,5 Rp \approx 0,25 Rz$ , то выражение (5) после преобразования получает вид:

$$r = 4.5 \cdot \frac{Sm^2}{Rz} \quad (6)$$

При отделочно-упрочняющих режимах  $y_k$  достигает  $Rp \approx 0,5 Rz$ , и выражение (5) получает вид:

$$r = 2.25 \cdot \frac{Sm^2}{Rz} \quad (7)$$

Учитывая наиболее часто получаемые сочетания  $Sm$  и  $Rz$  при лезвийной предварительной обработке получаем диапазон радиусов от  $r = 4,5$  мм до  $r = 45$  мм – для отделочной обработки, и от  $r = 2,5$  мм до  $r = 22,5$  мм – для отделочно-упрочняющей обработки, при

предварительной обработке шлифованием от  $r = 0,9$  мм до  $r = 7$  мм – для отделочной обработки, и от  $r = 0,5$  мм до  $r = 3,5$  мм – для отделочно-упрочняющей обработки.

Для упрочняющих режимов определение радиуса инструмента рассмотрено во многих работах, например [3].

Наиболее важными режимами обработки ОУО ППД являются подача  $S_0$  и рабочее усилие. Они имеют весьма тесную связь с геометрическими параметрами рабочей части инструмента. При заданном значении величины контактного сближения инструмента и обрабатываемой поверхности  $y_k$ , величина подачи  $S_0$  и геометрические параметры рабочей части инструмента определяют номинальный размер площадки контакта  $A_0$ . Поскольку при отделочных и отделочно-упрочняющих режимах ОУО ППД каждая точка инструмента в пределах номинальной площадки контакта обеспечивает свою величину контактного сближения  $y_{ki}$ , а следовательно и свою величину относительной контактной длины  $tp_{ki}$  и степени упрочнения  $k_i$ , то для определения рабочего усилия необходимо произвести суммирование полученных сил на элементарных площадках. Очевидно, что чем меньше размер площадки, тем точнее будет рассчитано рабочее усилие, но тем больше количество площадок. Усилие на элементарной площадке определяется по зависимости [0,0]:

$$P_i = c' k_i \sigma_T Ar_i, \quad (8)$$

где  $c' = 2,85$  – коэффициент стеснения,  $Ar_i$  – фактическая величина элементарной контактной площадки, определяемая без учета волнистости по [1] как  $Ar_i = A_{0i} \cdot tp_{ki}$ , где  $A_{0i}$  – геометрический размер элементарной площадки контакта,  $tp_{ki}$  – относительная контактная длина неровности на  $i$ -й элементарной площадке.

Определению рабочего усилия при упрочняющей обработке посвящено достаточно много работ. В наиболее общем виде расчет представлен, например, в [3]. Основными особенностями при этом является наличие волны предшествующей деформации, способствующей упрочнению материала еще до контакта с рабочей поверхностью инструмента, и значительное пластическое течение материала в направлении, противоположном подаче.

Значения режимов, определенные по данной методике, удовлетворительно совпадают с результатами экспериментальных исследований.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сулов, А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А.Г. Сулов. – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с.
2. Сулов, А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин / А.Г. Сулов. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с.
3. Смелянский, В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием / В.М. Смелянский. – М.: Машиностроение, 2002. – 300 с.

### **Гуров Роман Владимирович**

Брянский государственный технический университет, г. Брянск

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Металлорежущие станки и инструменты»

Тел. (4832)58-82-89

E-mail: msi@tu-bryansk.ru

# ПРИБОРОСТРОЕНИЕ И БИОТЕХНИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ

УДК 629.7.054.44: 629.7.05.67

В.В. СОЛДАТКИН, А.В. НИКИТИН

## КОМПЛЕКСНАЯ СИСТЕМА ИЗМЕРЕНИЯ МАЛЫХ ВОЗДУШНЫХ СКОРОСТЕЙ ВЕРТОЛЕТА С НАБЛЮДАТЕЛЕМ ЛЮЭНБЕРГЕРА

*Рассматриваются особенности построения, математические модели и результаты имитационного моделирования аэромеханической системы вычисления составляющих вектора истинной воздушной скорости вертолета по уравнениям «застывшего» вертолета с использованием наблюдателя Люэнбергера, которую предлагается комплексировать с системой измерения малых воздушных скоростей вертолета на основе неподвижного аэрометрического приемника.*

**Ключевые слова:** вертолет, малые воздушные скорости, измерение, комплексная система, наблюдатель Люэнбергера.

*The features of construction, mathematical model and the results of imitating modeling an aeromechanical calculation system of true helicopter airspeed vector components on the equations for a «stiffened» helicopter with use of Luenberger observer which is offered to be integrated with a measurement system of low helicopter airspeeds on the basis of stationary aerometric receiver are considered.*

**Key words:** helicopter, low airspeed, measurement, complex system, Luenberger observer.

### ВВЕДЕНИЕ

Полеты вертолетов происходят в приземном слое атмосферы и для их безопасного выполнения необходима информация о величине и направлении вектора истинной воздушной скорости.

Измерение параметров вектора истинной воздушной скорости вертолета затрудняется значительными искажениями, вносимыми индуктивными потоками несущего винта, особенно в области малых скоростей полета, когда фюзеляж и установленные на нем приемники аэрометрической информации находятся в створе вихревой колонны. При этом пространственный характер потока, воспринимаемого приемниками, а также способность вертолета совершать движение вперед-назад, вправо-влево и полет на режимах висения ограничивают использование традиционных для самолетов средств измерения.

Одним из направлений решения данной проблемы является построение системы измерения малых воздушных скоростей вертолета на основе неподвижного аэрометрического приемника и струйно-конвективных измерительных каналов преобразования первичной аэрометрической информации [1]. Для эффективного снижения случайных динамических погрешностей и расширения нижней границы рабочих скоростей предлагается использовать принципы комплексирования [2]. Для формирования дополнительной информации о составляющих вектора истинной воздушной скорости вертолета предлагается использовать аэромеханическую измерительно-вычислительную систему, работа которой основывается на уравнениях равновесия аэродинамических и инерционных сил, силы тяжести и тяги вертолета и моментов этих сил на установившихся (балансировочных) режимах полета.

### ОСОБЕННОСТИ ПОСТРОЕНИЯ АЭРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Для установившегося режима полета составляющие  $V_x$ ,  $V_y$  и  $V_z$  вектора  $\vec{V}_в$  истинной воздушной скорости вертолета в связанной системе координат можно представить в виде аналитических функций продольного  $\delta_x$  и поперечного  $\delta_z$  отклонений автомата перекоса, положения  $\delta_{o.u}$  общего шага несущего винта и положения  $\delta_{p.в}$  рулевого винта. Измеряя положение

ние органов управления с помощью соответствующих датчиков линейного и углового перемещения, можно определить составляющие вектора истинной воздушной скорости вертолета.

К важному достоинству такой аэромеханической системы определения параметров вектора истинной воздушной скорости вертолета относится слабая чувствительность к влиянию внешних условий эксплуатации, так как все датчики первичных сигналов размещаются внутри вертолета, а также возможность измерения в области малых скоростей полета. Однако для такой системы характерны потери точности на нестационарных режимах и при вертикальном полете. Кроме того, раздельное вычисление продольной  $V_x$ , вертикальной  $V_y$  и поперечной  $V_z$  составляющих вектора воздушной скорости из-за интегрально сложного реального движения вертолета не позволяет достичь удовлетворительной точности в широком диапазоне скоростей. При этом нелинейные связи отклонений органов управления и углов положения вертолета также приводят к снижению точности вычисления составляющих вектора воздушной скорости и к возрастанию динамических погрешностей.

Для снижения указанных недостатков аэромеханической системы предлагается использовать динамический оператор-наблюдатель Люэнбергера, который на основе математической модели движения вертолета по известным (хорошо измеряемым) параметрам движения позволяет определить неизвестные (плохо измеряемые) параметры состояния динамического объекта [3]. При этом наблюдатель Люэнбергера позволяет учесть изменяющиеся в зависимости от режима полета характеристики вертолета в используемой модели его движения.

Применяя метод пространства состояния, динамику движения вертолета и работу аэромеханической измерительно-вычислительной системы можно описать векторно-матричными уравнениями вида

$$\dot{X} = AX + BU; \quad Y = CX, \quad (1)$$

где  $A$  – матрица системной характеристики вертолета как объекта управления;

$X = [V_x, V_y, V_z, \omega_x, \omega_y, \omega_z, \vartheta, \gamma, \psi]^T$  – вектор состояния вертолета;

$B$  – матрица управления;

$U = [\delta_x, \delta_z, \delta_{\text{о.ш}}, \delta_{\text{р.в}}]^T$  – вектор управления;

$\omega_x, \omega_y, \omega_z$  – угловые скорости вращения вертолета относительно связанной системы координат;

$\vartheta, \gamma, \psi$  – углы тангажа, крена и рыскания вертолета;

$C$  – матрица измерительной системы, контролирующей фазовые координаты вектора состояния  $X$ .

На основе системы (1) строится модель динамического оператора-наблюдателя Люэнбергера с тем же управлением  $U$ , что и процесс движения вертолета. Благодаря обратной связи с матрицей усиления  $K$ , характеристики наблюдателя Люэнбергера подбираются таким образом, чтобы минимизировать разность  $\Delta Y = Y - \hat{Y}$  измеренных  $Y$  и оцененных наблюдателем  $\hat{Y}$  выходных величин. В этом случае система уравнений, описывающих работу наблюдателя Люэнбергера, будет иметь вид

$$\dot{\hat{X}} = A\hat{X} + BU + KC(X - \hat{X}). \quad (2)$$

При решении задачи определения составляющих вектора истинной воздушной скорости вертолета наблюдатель Люэнбергера, реализующий систему (2), обладает некоторой избыточностью, так как позволяет оценить все компоненты вектора состояния  $X$ . Так как компоненты  $\omega_x, \omega_y, \omega_z, \vartheta, \gamma, \psi$  достаточно точно определяются по результатам их измерения по выходному сигналу  $Y$  измерительной системы, то для устранения избыточности необходимо построить наблюдатель Люэнбергера, порядок которого ниже, чем порядок наблюдаемого вектора состояния  $X$ .

Если вектор  $Y$  выходных сигналов измерительной системы, поддающихся измерению с достаточной точностью, имеет порядок  $r$ , то для оценки  $n$ -мерного вектора состояния  $X$

достаточно синтезировать наблюдатель Люэнбергера порядка  $n-r$ , характеризуемый вектором  $Z$  размерности  $n-r$ .

Введем в рассмотрение матрицу  $T$  размерности  $(n-r) \times r$ , преобразующую вектор  $X$  в вектор  $Z$ , тогда оценку  $\hat{X}$  вектора состояния  $X$  вертолета можно определить из уравнения

$$\hat{X} = \begin{bmatrix} T \\ C \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} Z \\ Y \end{bmatrix}.$$

При допущении, что  $r$  выходов измерительной системы линейно независимы, путем замены переменных матрицу  $C$  можно представить в виде

$$C = [I \ O], \quad (3)$$

где  $I$  – единичная матрица размерности  $r \times r$ ;

$O$  – матрица размерности  $r \times (n-r)$ , все элементы которой равны нулю.

Указанную выше замену переменных можно обеспечить, используя матрицу  $D$  размерности  $(n-r) \times r$ , при которой матрица  $M = [C \ D]^T$  будет являться неособой, причем подбором элементов матрицы  $M$  матрицу  $C$  можно привести к виду (3). Тогда вектор состояния вертолета представим в виде

$$X = \begin{bmatrix} Y \\ W \end{bmatrix},$$

где  $Y$  – вектор точно измеряемых фазовых координат вектора состояния  $X$ ;

$W$  – вектор размерности  $n-r$  фазовых координат, оцениваемых наблюдателем Люэнбергера.

Представляя матрицу  $A$ , входящую в выражение (2), в виде

$$A = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где матрица  $A_{11}$  имеет размерность  $r \times r$ ,

тогда с учетом выражения (4) первое уравнение в системе (1) запишем как

$$\dot{Y} = A_{11}Y + A_{12}W + B_1W; \quad (5)$$

$$\dot{W} = A_{21}Y + A_{22}W + B_2U.$$

Так как вектор  $Y$  хорошо измеряем, то можно определить производную  $\dot{Y}$ . Вектор управления  $U$  также хорошо измеряем, поэтому из первого уравнения системы (5) находим член  $A_{12}W$ .

Отведем вектору  $A_{12}W$  такую же роль, какую выполняет вектор  $Y=CX$  во втором уравнении системы (1), а второе уравнение системы (5) подобно первому уравнению системы (1) будем рассматривать как наблюдаемый объект, характеризующийся вектором состояния  $W$ , который представляет собой не поддающуюся точному измерению часть вектора состояния  $X$  исходного объекта – вертолета и имеет в качестве хорошо измеряемого члена слагаемое  $A_{21}Y - B_2U$ . Синтезируя наблюдатель Люэнбергера для объекта, описываемого уравнением

$$\dot{W} = A_{21}Y + A_{22}W + B_2U, \quad (6)$$

можно определить вектор  $W$  и тем самым решить задачу оценки плохо измеряемых составляющих вектора состояния вертолета.

Подставляя в уравнение наблюдателя Люэнбергера вида (2) вместо  $A$ ,  $C$  и  $K$  соответственно  $A_{22}$ ,  $A_{12}$  и  $L$ , где  $L$  – матрица коэффициента усиления обратной связи, и учитывая, что в наблюдаемом объекте (6) роль выходного сигнала выполняет член

$$A_{22}W = \dot{Y} - A_{11}Y - B_1U,$$



получим следующее уравнение наблюдателя Люенбергера ( $n-r$ )-го порядка

$$\dot{\hat{W}} = (A_{22} - LA_{12})\hat{W} + L[\dot{Y} - A_{11}Y - B_1U] + A_{21}Y + B_2U. \quad (7)$$

Дифференцирование вектора  $Y$  можно избежать, если систему (7) представить в виде

$$\dot{Z} = (A_{22} - LA_{12})Z + (A_{22} - LA_{12})LY + (A_{21} - A_{11})Y + (B_2 - LB_1)U, \quad (8)$$

где  $Z = \hat{W} - LY$  – вектор наблюдения размерности  $n-r$ ;

$\hat{W}$  – выходной вектор наблюдателя Люэнбергера ( $n-r$ )-го порядка.

Уравнение (8) можно представить в более сжатом виде

$$\dot{Z} = (A_{22} - LA_{12})Z + [(A_{22} - A_{12})(B_2 - LB_1)] \begin{bmatrix} Y \\ U \end{bmatrix} = QZ + R \begin{bmatrix} Y \\ U \end{bmatrix}, \quad (9)$$

где  $Q = (A_{22} - LA_{12})$ ;  $R = (A_{21} - A_{11})(B_2 - LB_1)$ .

Соотношение (9) позволяет оценить составляющие  $V_x$ ,  $V_y$  и  $V_z$  вектора истинной воздушной скорости вертолета в аэрометрической измерительно-вычислительной системе с использованием наблюдателя Люэнбергера пониженного порядка. При этом в вычислитель, моделирующий движение вертолета, подаются хорошо измеряемые данные о положении органов управления  $\delta_x, \delta_z, \delta_{o.u}, \delta_{p.e}$ , об угловых скоростях  $\omega_x, \omega_y, \omega_z$  вращения вертолета относительно осей связанной системы координат, об углах крена  $\gamma$ , тангажа  $\vartheta$  и рыскания  $\psi$ . По предварительно вычисленным значениям составляющих  $V_{x0}, V_{y0}$  и  $V_{z0}$  вектора истинной воздушной скорости и текущим значениям хорошо измеряемых параметров осуществляется адаптация используемых математических моделей движения вертолета к реальному режиму полета. Затем на основе измеренных и вычисленных данных о состоянии вертолета определяются уточненные значения продольной  $V_x$ , вертикальной  $V_y$  и поперечной  $V_z$  составляющих вектора  $\bar{V}_e$  воздушной скорости.

### ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Моделирование аэромеханической системы определения составляющих вектора истинной воздушной скорости с наблюдателем Люэнбергера пониженного порядка проведено применительно к легкому вертолету.

Система уравнений, описывающая динамику движения вертолета, представлена в виде

$$\begin{aligned} \dot{V}_x &= -\omega_y V_z + \omega_z V_y + m^{-1}(-H - X_{пл} - mg \sin \vartheta); \\ \dot{V}_y &= -\omega_z V_x + \omega_x V_z + m^{-1}(T + Y_{пл} - mg \cos \gamma \cos \vartheta); \\ \dot{V}_z &= -\omega_x V_y + \omega_y V_x + m^{-1}(-S - T_p + Z_{пл} - mg \sin \gamma \cos \vartheta); \\ \dot{\omega}_x &= I_x^{-1}(M_{xH} + M_{xp.v} + M_{x\phi} + M_{x\Gamma} + M_{xB}); \\ \dot{\omega}_y &= I_y^{-1}(M_{yH} + M_{yp.v} + M_{y\phi} + M_{y\Gamma} + M_{yB}); \\ \dot{\omega}_z &= I_z^{-1}(M_{zH} + M_{zp.v} + M_{z\phi} + M_{z\Gamma} + M_{zB}); \\ \dot{\vartheta} &= \omega_y \sin \gamma + \omega_z \cos \gamma; \\ \dot{\gamma} &= \omega_x - (\omega_y \cos \gamma + \omega_z \sin \gamma) \operatorname{tg} \vartheta; \\ \dot{\psi} &= (\omega_y \cos \gamma + \omega_z \sin \gamma) \frac{1}{\cos \vartheta}, \end{aligned} \quad (10)$$

где  $T, H, S$  – тяга несущего винта, продольная и боковая силы, действующие на вертолет;  $X_{пл}, Y_{пл}, Z_{пл}$  – аэродинамические силы планера;

$M_{xн}, M_{yн}, M_{zн}$  – составляющие суммарного момента на втулке несущего винта;  
 $M_{xр.в}, M_{yр.в}, M_{zр.в}$  – составляющие момента, создаваемого рулевым винтом;  
 $M_{xф}, M_{yф}, M_{zф}$  – компоненты аэродинамического момента фюзеляжа;  
 $M_{хг}, M_{yg}, M_{zg}$  – компоненты аэродинамического момента горизонтального оперения;  
 $M_{xв}, M_{yv}, M_{zv}$  – компоненты аэродинамического момента вертикального оперения;  
 $I_x, I_y, I_z$  – моменты инерции вертолета относительно осей связанной системы координат;  
 $m$  – масса вертолета;  
 $g$  – ускорение свободного падения.

На установившихся (балансировочных) режимах полета с использованием градиентов функций в точке балансировки вместо нелинейной системы (10) при моделировании использована линеаризованная система уравнений вертолета вида

$$\nabla \dot{x}_j = \{a_{ij}\}_{8 \times 8} \nabla x_j + \{b_{ij}\}_{8 \times 4} \nabla \delta_j,$$

где  $\nabla x_j$  – приращения фазовых координат;  
 $\nabla \delta_j$  – приращения управляющих параметров;  
 $a_{ij}$  – коэффициенты при фазовых координатах;  
 $b_{ij}$  – коэффициенты при управляющих воздействиях.

На рисунке 1 приведены графики изменения составляющих  $V_x, V_y$  и  $V_z$  вектора истинной воздушной скорости легкого вертолета и погрешностей  $\Delta V_x, \Delta V_y, \Delta V_z$  аэромеханической системы с наблюдателем Люэнбергера для балансировочного режима с параметрами:  $m = 3000$  кг;  $V = 100$  км/ч;  $H = 0$ ;  $V_{x0} = 27,74$  м/с;  $V_{y0} = -1,38$  м/с;  $V_{z0} = 0,06$  м/с;  $\delta_{x0} = -0,0104$  рад;  $\delta_{z0} = -0,0282$  рад;  $\delta_{o,ш0} = 0,1195$  рад;  $\delta_{p,в0} = 0,1093$  рад.

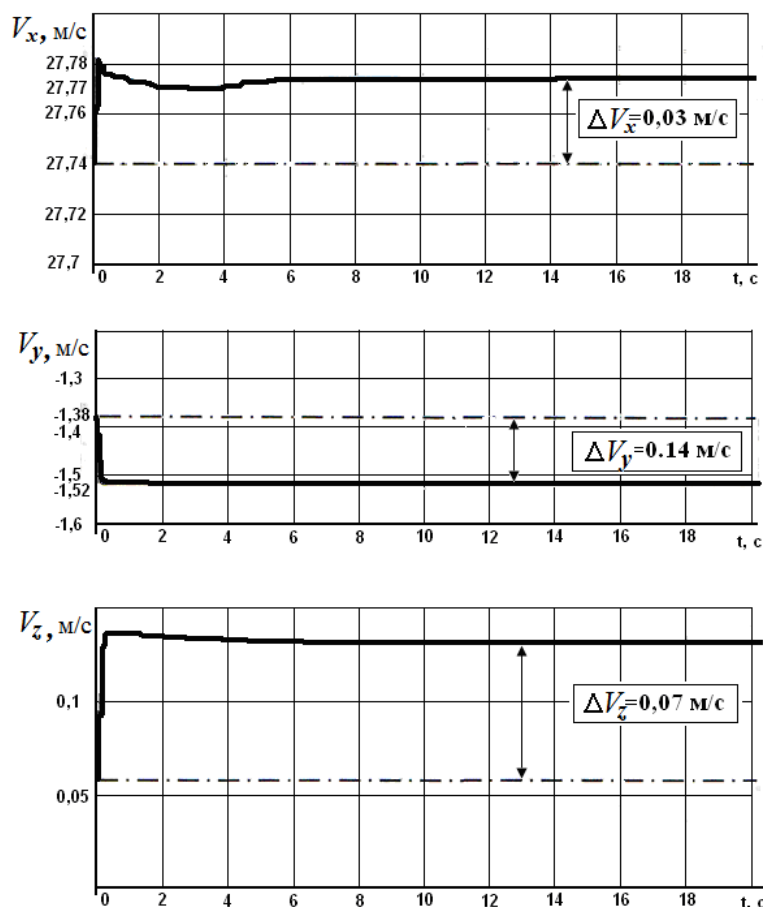


Рисунок 1 – Графики измерения составляющих вектора истинной воздушной скорости и погрешностей аэромеханической системы с наблюдателем Люэнбергера

В таблице 1 приведены значения остаточных погрешностей определения составляющих вектора истинной воздушной скорости вертолета с использованием аэромеханической измерительно-вычислительной системы с наблюдателем Люэнбергера для различных балансирующих режимов полета.

Таблица 1 – Погрешности аэромеханической системы с наблюдателем Люэнбергера

Величина погрешности, м/с	Скорость $V_B$ , км/ч					
	100	140	180	220	260	280
$\Delta V_x$ , м/с	0,03	0,045	0,07	0,1	0,17	0,17
$\Delta V_y$ , м/с	0,14	0,010	0,014	0,16	0,19	0,19
$\Delta V_z$ , м/с	0,07	0,07	0,08	0,075	0,08	0,08

Максимальную погрешность  $\Delta V_B$  определения величины (модуля) вектора истинной воздушной скорости вертолета с использованием аэромеханической измерительно-вычислительной системы можно оценить выражением  $\Delta V_B = \Delta V_x + \Delta V_y + \Delta V_z = 0,44 \text{ м/с} = 1,58 \text{ км/ч}$ .

### ОЦЕНКА ПОГРЕШНОСТЕЙ КОМПЛЕКСНОЙ СИСТЕМЫ

Для оценки остаточных погрешностей комплексной системы измерения малых воздушных скоростей вертолета будем считать, что в выходных сигналах  $V_{B1}(t)$  и  $V_{B2}(t)$  комплексированных аэрометрической и аэромеханической систем присутствуют аддитивно наложенные на полезный сигнал случайные погрешности  $\xi_1(t) = \Delta V_{B.a}$  и  $\xi_2(t) = \Delta V_{B.a.m}$ .

Опыт исследования аэрометрических систем измерения высотно-скоростных параметров вертолета показывает [4], что корреляционную функцию случайной погрешности канала измерения воздушной скорости можно представить в виде

$$K_{\xi_1}(\tau) = \sigma_1^2 e^{-a_1|\tau|} \left[ \cos b_1 \tau + \frac{a_1}{b_1} \sin b_1 \tau \right], \quad (11)$$

где  $\sigma_1$ ,  $a_1$  и  $b_1$  – параметры, определяющие преобладающий уровень и спектр частот случайной погрешности аэрометрической системы.

Учитывая возможную мультипликативную погрешность измерения составляющих воздушной скорости вертолета аэромеханической системы с наблюдателем Люэнбергера, корреляционную функцию погрешности указанной системы представим в виде

$$K_{\xi_2}(\tau) = \sigma_2^2 e^{-a_2|\tau|} (1 + a_2|\tau|), \quad (12)$$

где  $\sigma_2$ ,  $a_2$  – параметры, определяющие преобладающий уровень аддитивной и мультипликативной составляющей случайной погрешности аэромеханической системы с наблюдателем Люэнбергера.

Как известно [4], погрешность двухкомпонентной комплексной измерительной системы определяется параметрами одного из фильтров, так как структура и параметры другого фильтра становятся зависимыми от условия инвариантности. Следует ожидать, что погрешность аэромеханической измерительно-вычислительной системы определения составляющих воздушной скорости вертолета с наблюдателем Люэнбергера носит более высокочастотный характер, чем погрешность аэрометрической системы СИМВС-В.

При построении комплексной системы по схеме со следящей системой [5] передаточную функцию аэромеханической системы определения воздушных скоростей с наблюдателем Люэнбергера можно принять в виде колебательной модели:

$$W_1(p) = \frac{1 + 2\alpha T_1 p}{1 + 2\alpha T_1 p + T_1^2 p^2},$$

где  $\alpha$  и  $T_1$  – параметры передаточной функции.

Если ввести следующие обозначения для первого канала фильтрации  $d_0 = T_1^2$ ;  $d_1 = 2T_1(\alpha + a_1T_1)$ ;  $d_2 = 1 + (a_1^2 + b_1^2)T_1^2 + 4\alpha a_1T_1$ ;  $d_3 = 2[a_1 + \alpha T_1(a_1^2 + b_1^2)]$ ;  $d_4 = (a_1^2 + b_1^2)$ ;  $g_0 = g_1 = 0$ ;  $g_2 = -4\alpha^2 T_1^2$ ;  $g_3 = 1$ , и для второго канала фильтрации  $d_0 = T_1^2$ ;  $d_1 = 2T_1(\alpha + a_2T_1)$ ;  $d_2 = 1 + a_2^2 T_1 + 4\alpha T_1$ ;  $d_3 = 2[a_2 + \alpha a_2^2 T_1]$ ;  $d_4 = a_2^4$ ;  $g_0 = g_2 = g_3 = 0$ ;  $g_1 = T_1^4$ , тогда выражение для определения составляющих дисперсий остаточной погрешности комплексной системы принимает вид [5]

$$D_i = \frac{d_4 d_1 g_3 + g_3 (d_0 d_3 - d_1 d_2)}{2d_4 (d_0 d_3^2 + d_1^2 d_4 - d_1 d_2 d_3)}$$

Значения составляющих остаточной погрешности комплексной системы измерения малых скоростей вертолета можно оценить на следующем числовом примере.

Пусть случайная погрешность определения воздушной скорости вертолета аэромеханической измерительно-вычислительной системы с наблюдателем Люэнбергера в области малых скоростей полета оценивается следующими значениями:  $\sigma_2 = 1,5$  м/с,  $a_2 = 0,01$  с<sup>-1</sup>, а случайная погрешность определения воздушной скорости аэрометрической системы в указанном диапазоне скоростей определяется значениями  $\sigma_1 = 3$  м/с,  $a_1 = 1$  с<sup>-1</sup>. Характеристики корректирующего фильтра зададим значениями  $\alpha = 1$  с<sup>-1</sup>,  $T = 40$  с. Тогда при независимости случайных погрешностей комплексированных систем дисперсия суммарной остаточной погрешности комплексной системы будет равна  $D = D_1 + D_2 = 53,4 \cdot 10^{-2}$  (м/с)<sup>2</sup>. Среднеквадратическое значение погрешности  $\sigma_{V_b} = \sqrt{D} = 0,73$  м/с = 2,63 км/ч, предельная погрешность комплексной системы  $\Delta_{\text{пред}} = \pm 3\sigma_{V_b} = \pm 7,79$  км/ч.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, комплексирование аэрометрической системы измерения малых воздушных скоростей вертолета и аэромеханической измерительно-вычислительной системой с наблюдателем Люэнбергера позволяет существенно повысить точность измерения истинной воздушной скорости вертолета в области малых и околонулевых скоростей полета.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Солдаткин, В.В. Алгоритмы обработки информации системы измерения малых воздушных скоростей вертолета [Текст] // Изв. вузов. Авиационная техника. - 2004. - № 2. - С. 62 – 66.
2. Солдаткин, В.В. Анализ комплексной системы измерения малых воздушных скоростей вертолета [Текст] // Изв. вузов. Авиационная техника. 2004. - № 3. - С. 52 – 57.
3. Пат. 0249848 ЕПВ (ЕР), МКП G 01P 5/00. System zur Bestimmung der Fluggeschwindigkeit von Hubschraubern / Muller B // Patentblatt, 1987.
4. Солдаткин, В.М. Методы и средства измерения аэродинамических углов летательных аппаратов. [Текст] / В.М. Солдаткин. - Казань: Изд-во Казан. гос. техн. ун-та. - 2001. - 448 с.
5. Солдаткин, В.В. Синтез комплексной системы измерения малых воздушных скоростей вертолета [Текст] // Известия ОрелГТУ. Машиностроение. Приборостроение. - 2004. - № 1. - С. 62 – 68.

### Солдаткин Вячеслав Владимирович

Казанский государственный технический университет им. А.Н. Туполева  
Кандидат технических наук, доцент, докторант кафедры «Приборы и информационно-измерительные системы»  
Тел. (843) 236-51-21  
E-mail: xli@piis.rstu-kai.ru

### Никитин Александр Владимирович

Казанский государственный технический университет им. А.Н. Туполева  
Аспирант кафедры «Приборы и информационно-измерительные системы»  
Тел. (843) 236-51-21  
E-mail: xli@piis.rstu-kai.ru

УДК 621.391.26

Р.А. ТОМАКОВА, С.А. ФИЛИСТ, В.В. ЖИЛИН, С.А. ГОРБАТЕНКО

## СТРУКТУРНО-ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ НЕЧЕТКИХ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ ДЛЯ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНЫХ СИСТЕМ АНАЛИЗА РАЗНОТИПНЫХ ПРИЗНАКОВ

*Рассматриваются структурно-функциональные и алгоритмические решения для нечетких нейронных сетей, основанные на выделении в структуре сети параллельных автономно обучаемых нейронных сетей с последующей агрегацией их решений на основе теории нечетких множеств.*

**Ключевые слова:** нейронные сети, интеллектуальные системы, генетический алгоритм, информативные признаки, нечеткая логика принятия решений

*It is considered structurally functional and algorithmic decisions for the indistinct neural networks, based on allocation in structure of a network of parallel independently trained neural networks with the subsequent aggregation of their decisions on the basis of the theory of indistinct sets.*

**Key words:** neural networks, intellectual systems, genetic algorithm, informative signs, the indistinct logic of decision-making

Во многих задачах классификации и прогнозирования состояния сложных систем необходимо анализировать признаки, которые сгруппированы по видам источников поступления информации, способам активного воздействия на объект исследования или методикой тестирования. Каждая группа признаков образует многомерную шкалу. Признаки могут быть как однотипными, что бывает редко, так и разнотипными. Под этим понимается их различная метрологическая оценка: количественные, или числовые признаки, – замеренные в шкалах интервалов и отношений (I группа признаков); качественные, ранговые или балльные используются для выражения медицинских терминов и понятий, не имеющих цифровых значений (например, тяжесть состояния), и замеряются в шкале порядка (II группа признаков); классификационные, или номинальные (например, профессия, группа крови), – замеряются в шкале наименований (III группа признаков).

Для анализа разнотипных признаков целесообразно использовать нечеткие нейронные сети со сложной структурно-функциональной организацией, которая предусматривает группирование разнотипных и качественно неоднородных признаков [1]. В результате на входе классифицирующей системы присутствуют множества  $X_i$  подпространств информативных признаков.

Для приведения признаков к единой шкале в нечетких сетях используется фуззификатор, преобразующий значения информативного признака, относящегося к любой группе шкал, во множество значений функций принадлежности, соответствующих различным классам состояния исследуемого объекта, и измеряемых на числовой шкале. При этом их значения непрерывно изменяются в интервале ноль – единица. Непосредственно такой переход осуществляется с помощью нелинейного преобразования вида

$$\mu_A(x_j) = f(x_j), \quad (1)$$

где  $A$  параметр, идентифицирующий класс, которому соответствует данное преобразование  $f$ ;

$x_j$  – элемент  $j$  из множества  $X_i$ .

Вид функции  $f(x_j)$  неоднозначен и зависит от значений других информативных признаков, поэтому выражение (1) формируется, как правило, на основе экспертного оценивания. Такой подход к формированию (1) обоснован, если имеются множество наблюдений эволюций исследуемой системы с различными начальными условиями в зависимости от эволюции наблюдаемого признака.

Однако при решении множества задач классификации сложных объектов посредством интеллектуальных систем используются искусственные признаки, полученные в результате системного анализа сложного объекта и его окружающей среды, которые не поддаются экспертному оцениванию в связи с отсутствием опыта работы с вновь полученными признаками или невозможностью проведения активного эксперимента. В этом случае вместо экспертного оценивания целесообразно использовать нейросетевое моделирование, в результате которого может быть получена гомеостатическая модель фуззификатора. В результате построения гомеостатической модели фуззификатора на ее выходе присутствует число, определяющее меру доверия  $MД_A$  отношения данного объекта к соответствующему классу  $A$ .

Структурная схема гомеостатической модели фуззификатора представлена на рисунке 1. Она включает два блока: аппроксиматор 1 и нелинейный преобразователь 2. Отличительной особенностью такой нейросетевой структуры является то, что, во-первых, каждый ее блок настраивается отдельно, то есть это по существу две модели, и, во-вторых, гомеостатическая модель настраивается на один класс, то есть в процессе обучения на ее входе присутствует обучающая выборка, состоящая из объектов одного класса.

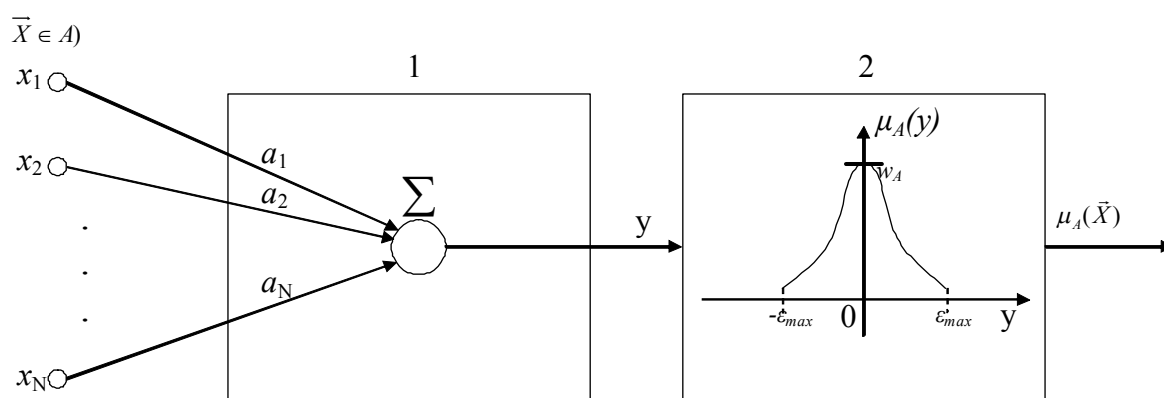


Рисунок 1 – Структурная схема гомеостатической модели фуззификатора

Блок 1 реализует модель множественной регрессии

$$\begin{cases} \Psi_A(X) = y(X_A) + \varepsilon(X_A), \\ E\varepsilon(X_A) = 0, \end{cases} \quad (2)$$

где  $\Psi_A(X) = 0 \quad \forall X \in A$  – виртуальная классифицирующая функция (полагаем, что известна априори), соответствующая используемой обучающей выборке;

$y(X_A)$  – регрессионная модель, полученная на основе классифицирующей функции  $\Psi_A(X)$ ;

$E\varepsilon(X_A)$  – математическое ожидание «регрессионных остатков»  $\varepsilon(X_A)$ .

Блок 2 осуществляет нелинейное преобразование

$$\mu_A(y) = w_A(1 - \tilde{\varepsilon}(X_A)), \quad (3)$$

$$\text{где } \tilde{\varepsilon}(X_A) = \frac{|\Psi_A(X) - y(X_A)|}{|\varepsilon|_{\max}}, \quad (4)$$

$|\varepsilon|_{\max}$  – максимальная величина модуля абсолютных погрешностей модели на множестве  $X_A$ ;

$w_A$  – вес признакового пространства  $\{X\}$  в идентификации класса  $A$ , устанавливаемый на основе экспертных оценок.

Величина  $(1 - \tilde{\varepsilon}(X_A))$  определяет близость текущего объекта к классу  $A$  в признаковом пространстве  $X$ , поэтому рассматриваем ее как значение функции принадлежности элементов множества  $X$  к элементам нечеткого множества  $A$  по новому носителю  $y$ .

В этом новом признаковом пространстве функцию принадлежности аппроксимируем функцией Гаусса:

$$\mu_A(y) = w_A \frac{1}{\gamma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(y(X_A) - \beta)^2}{2\gamma^2}\right), \quad (5)$$

где  $\beta$  и  $\gamma$  – параметры, вычисляемые путем аппроксимации данных, полученных на основании (2) и (3), то есть в первом блоке на обучающей выборке класса  $A$ , гауссовской функцией (5).

Сема алгоритма синтеза блока 2 предлагаемым способом представлена на рисунке 2. При построении алгоритма полагаем, что блок два синтезирован согласно уравнениям (2).

При структурировании признакового пространства возникает необходимость суммировать меры доверия по соответствующим подпространствам. При этом модель нечеткой нейронной сети включает столько фуззификаторов (моделей, аналогичных представленной на рисунке 1), на сколько признаковых подпространств структурировано исходное признаковое пространство.

В качестве примера рассмотрим модель с двумя признаковыми подпространствами, структурная схема которой показана на рисунке 3. Структурно-функциональное решение включает две независимых нейронных сети прямого распространения, обучаемых по алгоритму обратного распространения ошибки, которые работают с признаковыми подпространствами  $P1$  и  $P2$ , соответственно.

Нейронные сети работают как аппроксиматоры, при этом их можно рассматривать как фуззификаторы, так как на их входах присутствуют числа в диапазоне от 0 до 1, которые характеризуют частные меры доверия по соответствующим признаковым подпространствам. Эти числа могут рассматриваться как нечеткие и для операции над ними используется агрегатор, который выполняет соответствующую нечеткую операцию.

Нечеткая операция подбирается методом перебора в процессе глобального обучения нейронной сети по всем признаковым подпространствам. Обучающие и контрольные выборки формировались на основе экспертных оценок.

Схема алгоритма настройки модели рисунок 3 приведена на рисунке 4.

Дискретные отсчеты сигнала, описывающего состояние системы в конкретном функциональном состоянии, поступают на вход интеллектуальной системы классификации (блок 1). В блоке 3 принимается решение либо проводить локальное обучение (ветвь 1), либо глобальное обучение (ветвь 2), либо прекратить процесс обучения (ветвь 3).

Если выбрана ветвь 1, то по обучающей выборке или контрольной выборке получают базу данных моделей сигнала, на основании которой формируются признаковые подпространства  $P1$  и  $P2$  для каждого из элементов выборок (блок 3).

Для настройки нейронной сети используем программное обеспечение, разработанное на кафедре биомедицинской инженерии Юго-Западного университета, выполненное в среде MATLAB 7.01 (блоки 5, 6 и 8, 9).

Окно программного обеспечения с открытой вкладкой «Классификация» в которой осуществляется настройка нейронной сети, показана на рисунке 5.

Параметры нейронной сети задаются в верхней части окна. К управляемым параметрам конфигурации нейронной сети относятся количество слоёв и число нейронов во внутренних слоях, а также количество циклов обучения.

Результаты классификации для обучающих и контрольных выборок выводятся в окнах, находящихся в правой части вкладки. Выход нейронных сетей является аппроксиматором, который интерпретируется как нечеткое число.

Если выбирается ветвь 2, то алгоритм переходит на процедуру глобальной настройки решающего модуля. Суть настройки состоит в выборе нечетких операций, реализующих агрегатор решающего модуля (рисунок 3).

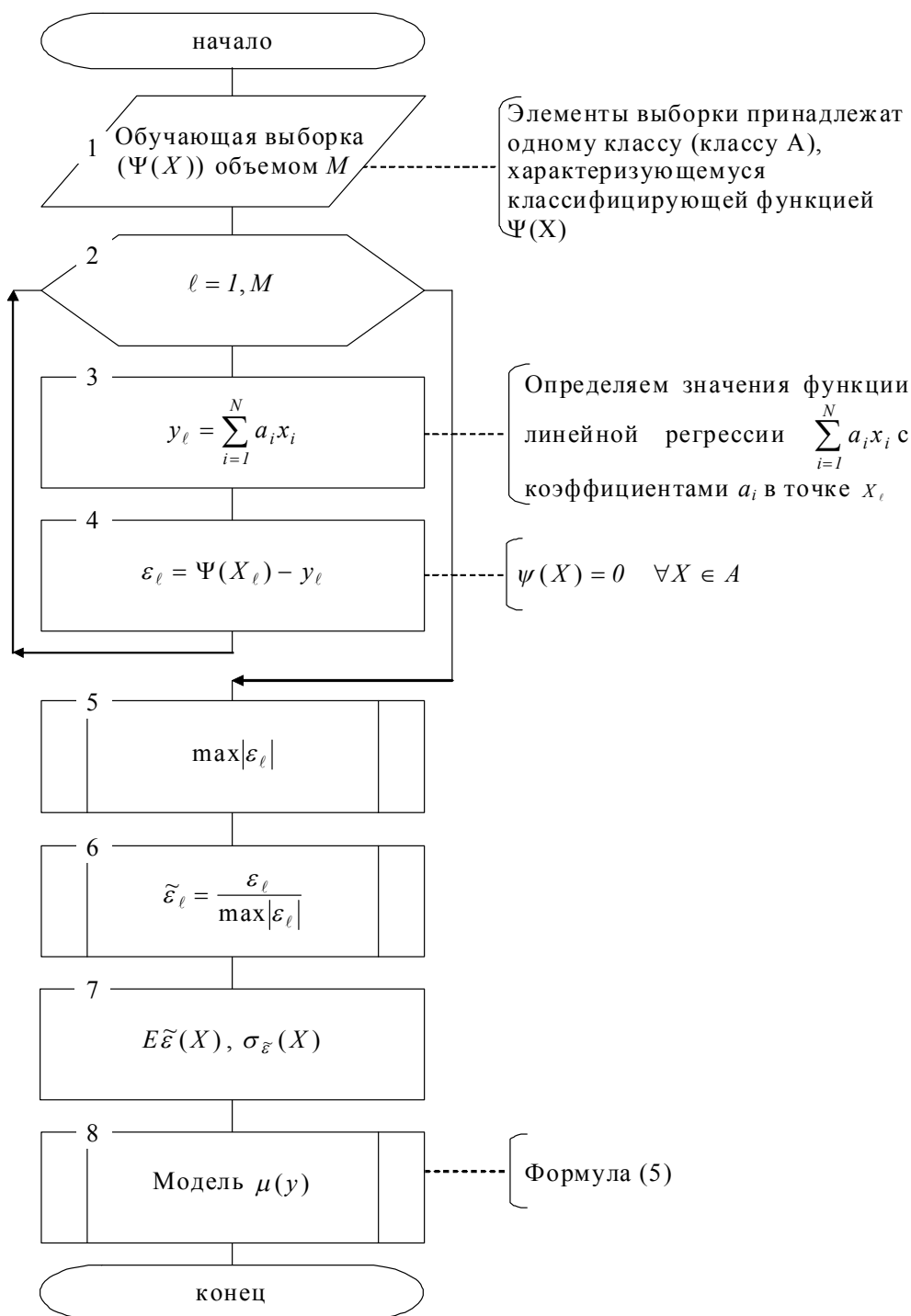


Рисунок 2 – Схема алгоритма синтеза модели блока 2

Оптимальные нечеткие операции подбираются путем перебора комбинаций, который можно осуществить посредством использования генетического алгоритма, реализованного в блоке 12. Перед этим необходимо выбрать модели нейронных сетей. Задача генетического алгоритма состоит в нахождении набора и последовательности нечетких операций над частными мерами доверия (в данном случае это выходы нейронных сетей рисунок 3), при котором сумма значений ошибки по всем объектам обучающей выборки будет минимальной.

Каждая нечеткая операция из набора допустимых для комбинирования кодируется уникальной битовой последовательностью. Таким образом, постановка задачи сводится к нахождению объединенной битовой последовательности наиболее полно удовлетворяющей условию минимума ошибок классификации.



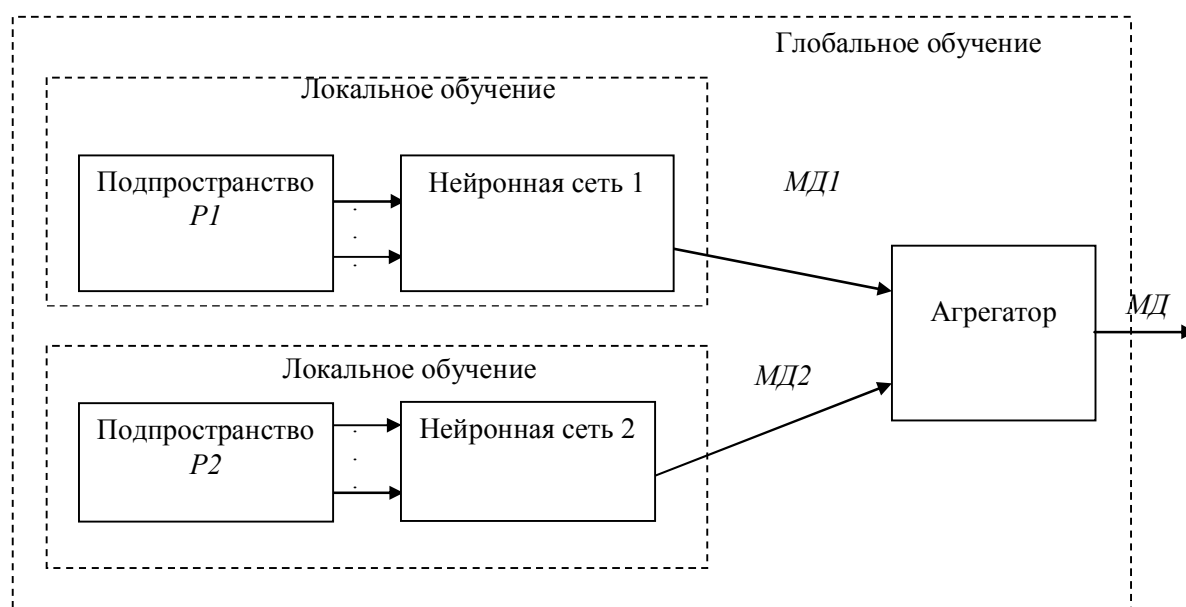


Рисунок 3 – Модель структурно-функциональной организации нечеткой нейронной сети с двумя признаковыми подпространствами

После окончания работы генетического алгоритма выполняется расшифровка полученной битовой последовательности в набор агрегирующих функций. Например, если мы имеем  $n$  признаков подпространств, для получения частных решений по которым используем  $n$  нейронных сетей, то из кортежа нечетких операций генетический алгоритм выбирает  $n-1$  и агрегатор представляется в виде последовательности нечетких операций

$$\alpha 1(P_1, P_2), \alpha 2(P_2, P_3), \dots, \alpha i(P_i, P_{i+1}), \dots, \alpha(n-1)(P_{n-1}, P_n).$$

Так как каждая нечеткая операция имеет только два аргумента, то начиная со второй нечеткой операции, одним из ее аргументов является результат предшествующей нечеткой операции:

$$P_i = \alpha(i-1)(P_{i-1}, P_i) \quad \forall \quad i > 1.$$

Вид окна «Агрегатор» показан на рисунке 6. В его левой части осуществляется настройка, а в правой части представляются результаты агрегации по заданному в левой нижней части классу или классам. Результат работы алгоритма для каждого класса представляется в следующем виде. Строка «Структура: P x P x P...» отображает порядок комбинирования признаков. Строки «P x P: F = ...» показывают функции двух переменных, которые будут использованы для комбинирования каждой пары признаков. Первый признак из пары обозначается переменной f1, второй – переменной f2. Список «Классы для анализа» окна «Агрегатор» предназначен для выбора классов, для которых будут отображены графики мер доверия. Для заполнения данного списка необходимо нажать кнопку «Выбрать» и в появившемся окне выделить нужные классы (несколько классов можно выделить, зажав клавишу «Ctrl»). После выбора классов на графике «Коэффициенты уверенности по классам» отображается графическое представление полученных в результате агрегирования мер доверия. Для каждого из объектов отображаются меры доверия его принадлежности к каждому классу. В верхней части графика горизонтальными линиями разных цветов выделены области расположения объектов классов. Таким образом, график позволяет наглядно оценить результаты агрегирования мер доверия по различным признаковым подпространствам

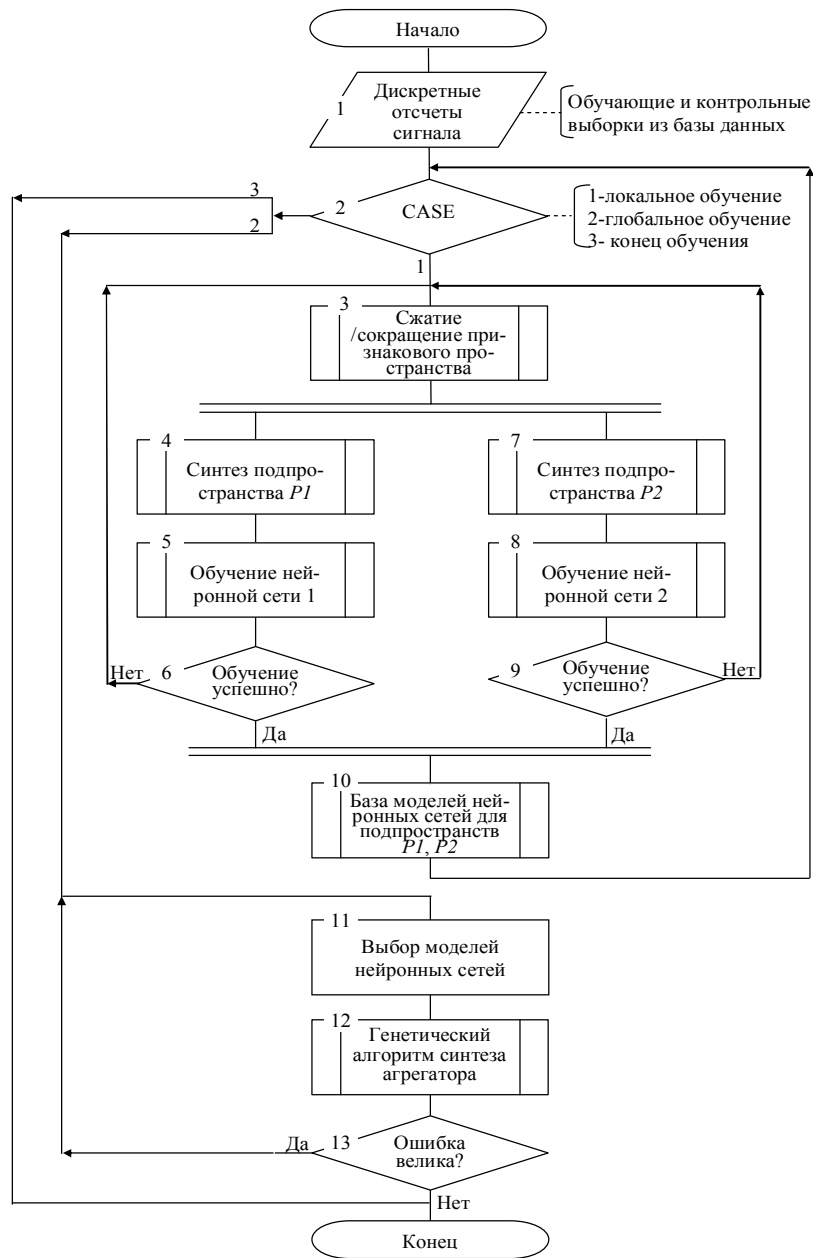


Рисунок 4 – Схема алгоритма настройки модели

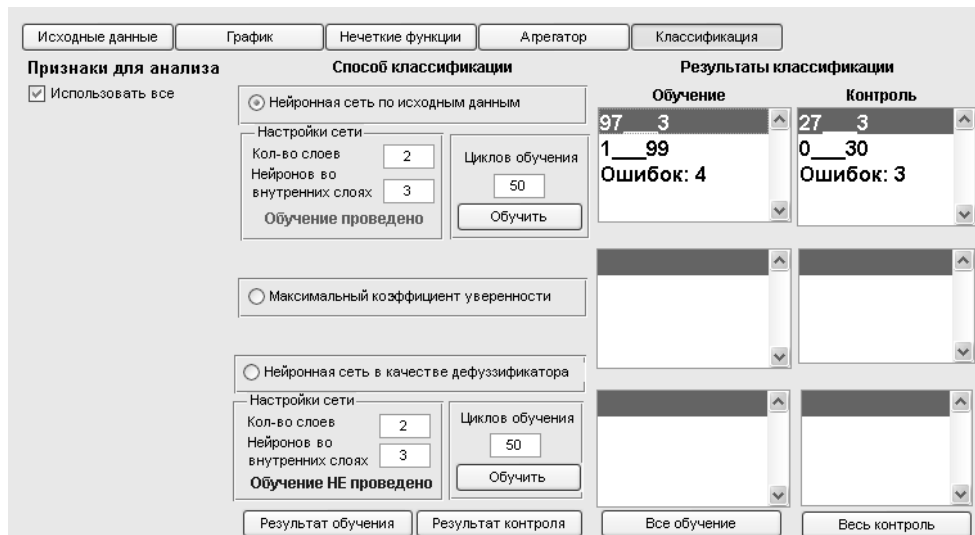


Рисунок 5 – Окно настройки нейронной сети для ядра модели

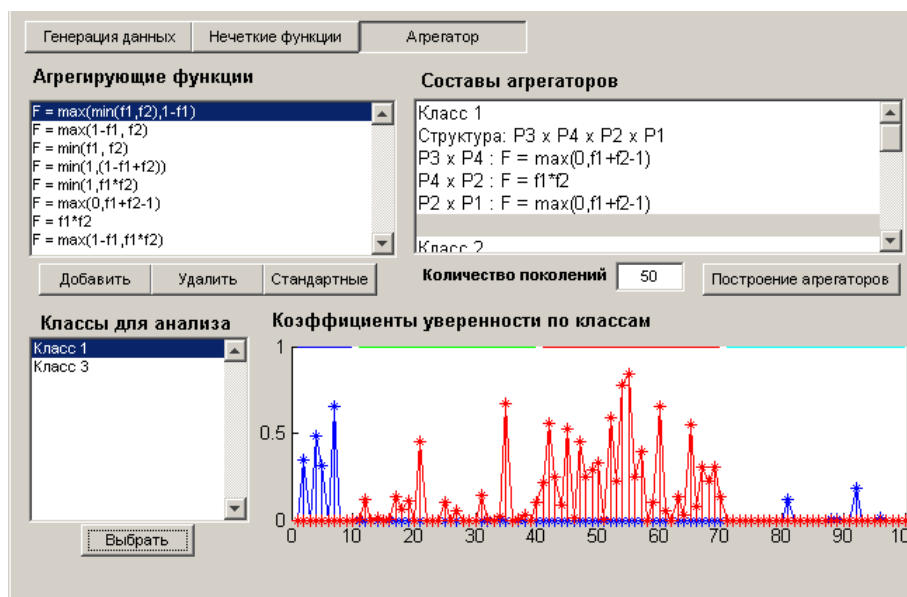


Рисунок 6 – Вид окна «Агрегатор»

Если ошибка классификации велика, то посредством блока 13 имеется возможность сменить модели нейронных сетей в решающем модуле рисунок 3 и повторить цикл глобального обучения.

Таким образом, предложены структурно-функциональные, алгоритмические и программные решения для классификации функционального состояния сложных систем, основанные на нечетком нейросетевом моделировании и позволяющие получать частные меры доверия в разнотипных и неоднородных пространствах информативных признаков и агрегировать их в общую меру доверия на основе алгоритмов генетического типа и оригинального программного обеспечения.

Исследования выполнены при поддержке Федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009-2013 годы.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Осовский, С. Нейронные сети для обработки информации; пер. с польского И.Д. Рудинского.- М.: Финансы и статистика, 2002. 344 с.
2. Айвазян, С.А. Прикладная статистика. Основы эконометрики: учебник для вузов: В 2 т. Т. 2. Основы эконометрики / С.А. Айвазян. 2-е изд., испр. М.: ЮНИТИ-ДАНА, 2001. - 432 с.

### Томакова Римма Александровна

Юго-Западный государственный университет, г. Курск  
кандидат технических наук, доцент, докторант кафедры биомедицинской инженерии  
Тел. (4712) 58-70-98  
E-mail: sfilist@gmail.com

### Филист Сергей Алексеевич

Юго-Западный государственный университет, г. Курск  
Доктор технических наук, профессор кафедры биомедицинской инженерии  
Тел. (4712) 58-70-98  
E-mail: sfilist@gmail.com

### Жилин Валерий Вячеславович

Курская государственная сельскохозяйственная академия, г. Курск  
кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Математика»  
Тел. (4712) 6-59-43

### Горбатенко Светлана Александровна

Курский институт социального образования (филиал) РГСУ, г. Курск  
кандидат технических наук, доцент, декан инженерно-технического факультета  
Тел. (4712) 32-06-66

# **ИСПЫТАНИЯ, КОНТРОЛЬ, ДИАГНОСТИКА** **И УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ**

УДК 543.06

С.Н. СЫЧЕВ, К.В. ПОДМАСТЕРЬЕВ, Е.В. ПАХОЛКИН, С.Г. ПУЗЫРЕВ

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ АДГЕЗИИ КОМПОНЕНТОВ МОТОРНЫХ МАСЕЛ МЕТОДОМ ЖИДКОСТНОЙ ХРОМАТОГРАФИИ. Часть 3. ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЕ ИСПЫТАНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ, АДСОРБЦИОННО-МОДИФИЦИРОВАННЫХ ОРГАНИЧЕСКИМИ КОМПОНЕНТАМИ МОТОРНЫХ МАСЕЛ**

*В предлагаемой работе представлены предварительные испытания адсорбционного модифицирования поверхности металлических порошков компонентами моторных масел. Показано, что используемый способ способен показать различия в модификации в зависимости от характера модифицирующего агента и вида металла. Предложены способы определения характера поверхности (полярная или неполярная).*

*Ключевые слова:* адсорбционная модификация.

*In offered work preliminary tests of adsorption modification of a surface of metal sawdust by components of engine oils are presented. It is shown that the used way is capable to show distinctions in updating depending on character of the modification agent and a metal kind. Ways of definition of character of a surface (polar or non-polar) are offered.*

*Key words:* adsorption modification.

### **ВВЕДЕНИЕ**

Адсорбционное или химическое модифицирование металлических поверхностей является неотъемлемым проявлением смазочного действия. В этом случае происходит замена одного вида трения на другой (изменение коэффициентов трения), приводящая к меньшему износу трибосопряжений. Изменение одного вида трения на другой происходит за счет получения устойчивых в условиях эксплуатации поверхностных (чаще всего адсорбционных) слоев компонентов моторных масел на трущихся поверхностях. Целью данной работы является обсуждение предварительных экспериментальных данных, дающих возможность оценить характер адсорбционно-модифицированной поверхности металла и подтверждающих или опровергающих, казалось бы, очевидную гипотезу: по-видимому, в случае пар трения, выполненных из разных материалов, не существует (и не должно существовать) чисто органических (исключая металлоорганические и металлические) модифицирующих добавок, универсальных по отношению к любым металлическим поверхностям для любых соединений, входящих в состав моторных масел или получающихся в процессе эксплуатации двигателя.

### **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ ПО АДГЕЗИИ (ВРЕМЕНАМ УДЕРЖИВАНИЯ) ВЕЩЕСТВ - ПРОБНИКОВ НА АДСОРБЦИОННО - МОДИФИЦИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ**

Хроматографический эксперимент проводился на хроматографе «Милихром-5-М» с термостатом колонок на 35 °С. Использовались хроматографические колонки, заполненные порошком чугуна (средний размер частиц 50 мкм) и алюминия (70 мкм). В качестве веществ-пробников использовались бензол, нафталин, антрацен и бензойная кислота. Бензол, нафталин и антрацен являются универсальными веществами для тестирования колонок, как в нормальном, так и в обращено-фазовом режимах. Бензойная кислота удерживается поверхностями, обладающими слабо основными, нейтральными или слабо кислыми свойствами [1]. Параметры хроматографических систем описаны в таблице 1.

Таблица 1 – Параметры хроматографических систем

Материал	Вещество	Элюент	Время удерживания
Металл гильзы цилиндра	Бензол	Декан; гексан	2,06; 2,43
	Нафталин	Декан, гексан	2,19; 2,63
	Антрацен	Декан; гексан	4,37; 7,21
	Бензойная кислота	Декан; гексан; декан-изопропиловый спирт-пропионовая кислота (79,5:20:0,5); декан-изопропиловый спирт-энантовая кислота (79,5:20:0,5); декан-изопропиловый спирт-ундекановая кислота (79,5:20:0,5)	Не элюируется
Металл поршня	Бензол	Декан	1,17
	Нафталин	Декан	1,17
	Антрацен	Декан	1,17
	Бензойная кислота	Декан	1,31

Порядок выхода бензола, нафталина, антрацена и бензойной кислоты, в основном, совпадает с порядком выхода этих компонентов в нормально-фазовой высокоэффективной жидкостной хроматографии (НФ ВЭЖХ) при использовании силикагеля или адсорбционно-модифицированного уксусной кислотой силикагеля в качестве сорбента и элюента «предельный углеводород» или «предельный углеводород – уксусная кислота» [1].

Особенно показательно совпадение порядка выхода бензола, нафталина, антрацена, бензойной кислоты на колонках, заполненных силикагелем (элюент – гексан-уксусная кислота в соотношении 100:1) и порядка выхода на колонках, заполненных порошком алюминия (таблица 1), где в качестве элюента используется обычный декан. Такая ситуация характерна для однородных модифицированных заряженных поверхностей, имеющих напряженность электростатического поля  $E$  [2], но не имеющих функциональных групп, способных образовывать водородные связи. Характер взаимодействия порошков и бензойной кислоты – диполь-полевой [2]. Таким образом, модификацию поверхности алюминия лучше проводить соединениями, имеющими большой дипольный момент, большой углеводородный хвост и не имеющих функциональных групп, способных вступить в водородные связи.

Несколько отличается порядок выхода смеси бензол, нафталин, антрацен, бензойная кислота на колонках, заполненных порошком чугуна (таблица 1). По-видимому, в силу большой неоднородности состава чугуна, бензойная кислота необратимо адсорбируется чугуном, несмотря на добавку уксусной и других кислот и спиртов в элюент. Необратимая адсорбция бензойной кислоты может быть обеспечена только наличием на поверхности чугуна функциональных групп, имеющих основной характер (по крайней мере функциональные группы должны содержать азот). Это говорит о том, что кроме окисленного поверхностного углерода, на поверхности содержится углерод в виде соединений с азотом.

Тем не менее, основная матрица чугуна ведет себя как слабокислая-слабоосновная поверхность типа силикагеля: при уменьшении элюирующей силы элюента в НФ ВЭЖХ (замена декана на гексан), вполне по правилам НФ ВЭЖХ, времена удерживания (адгезия) бензола, нафталина и антрацена увеличиваются (таблица 1).

Таким образом, использование бензойной кислоты в качестве модификатора чугуна, при тех же условиях совершенно недостаточна для модификации алюминия. Так как бензойная кислота является сильнейшим органическим модификатором, составление универсальных масел без использования металлорганических или металлических модификаторов невозможна. Примером может служить универсальное моторное масло для автомобилей серии «Жигили». Такое масло имеет низкие эксплуатационные характеристики, а модифицирующие добавки подвергаются деструкции за 4000 – 4500 км пробега.

В соответствии с теми же правилами, при перегрузке колонки бензойной кислотой [1], поверхность металлов может модифицироваться полислоем бензойной кислоты и бензойная кислота начинает выходить с поверхности, модифицированной бензойной кислотой (рисунок 1).

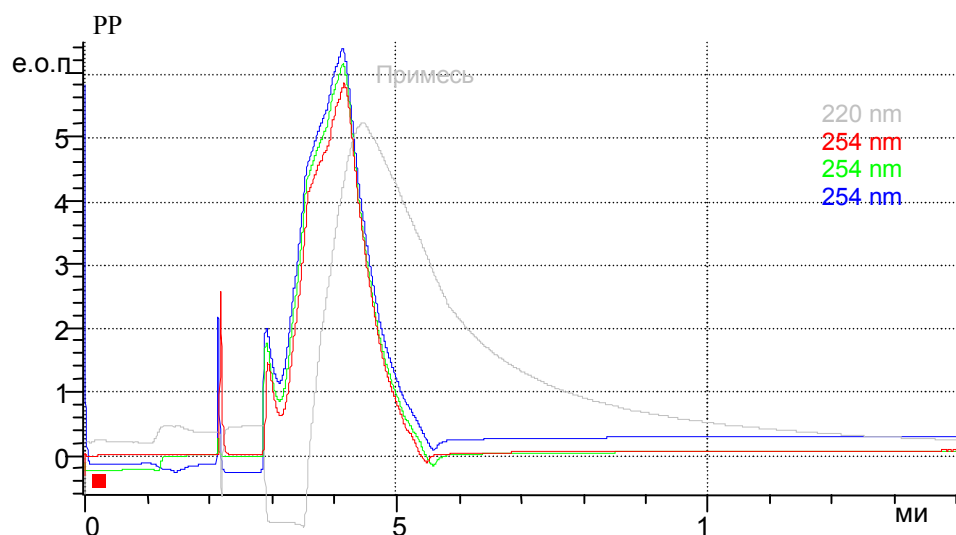


Рисунок 1 – Бензойная кислота на фоне перегруженной бензойной кислотой колонки

### ПРЕДЛОЖЕНИЯ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ ХАРАКТЕРА МЕЖМОЛЕКУЛЯРНЫХ ВЗАИМОДЕЙСТВИЙ ОРГАНИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ И АДОРБЦИОННО-МОДИФИЦИРОВАННОГО СОРБЕНТА

Основой теоретического описания явлений адгезии и когезии является теория межмолекулярных взаимодействий на границах раздела фаз. На сегодняшний момент количественной целостной теории межмолекулярных взаимодействий не существует, что вносит даже в качественные построения понятия «адгезии» и «когезии» много непонятного и надуманного. С одной стороны, никто не хочет применять методы квантовой химии ввиду трудностей расчетов и интерпретации, а с другой – не может представить разумную, хотя бы сильно упрощенную модель межмолекулярных взаимодействий на основе понятий о постоянном, индуцированном и флуктуирующем дипольном моменте и вариантах диполь-дипольных и диполь-полевых взаимодействий. Там, где эта модель применена, получен ряд интересных результатов [3].

Наличие информации о характере межмолекулярных взаимодействий на границе раздела фаз значительно облегчают выбор модифицирующих добавок в моторных маслах. Межмолекулярные взаимодействия между компонентом масла и модифицированной поверхностью металлов осуществляется за счет диполь-полевых взаимодействий, причем диполи компонентов и заряд поверхности металлов могут быть как постоянными (электростатические Ван-дер-Ваальсовы взаимодействия), так и флуктуирующими (дисперсионные Ван-дер-Ваальсовы взаимодействия) [4].

В свою очередь, вид электростатических или дисперсионных взаимодействий может быть идентифицирован при корреляции набора времен удерживания или адгезии определенного набора соединений (например, монозамещенных бензолов) с так называемыми константами Гаммета-Тафта ( $\sigma^R$ ,  $\sigma^*$ ,  $\sigma^I$ ,  $\sigma^{+R}$  и  $\sigma^{-R}$ ) [5, 6]. Удовлетворительная корреляция (коэффициент корреляции не менее 0,94) времен удерживания с  $\sigma^R$ ,  $\sigma^{+R}$ ,  $\sigma^{-R}$  – константами, например, свидетельствует о преобладающем характере дисперсионных взаимодействий в системе. Корреляция времен удерживания (адгезией) с  $\sigma^*$  и  $\sigma^I$  показывает, что систему взаимодействий можно описать одним из видов уравнения Кулона (электростатические взаимодействия) [3].

Таким образом, алгоритм определения вида межмолекулярных взаимодействий и, следовательно, характера адсорбционно-модифицированной поверхности исследуемого металла, выглядит следующим образом. Готовится колонка из исследуемого металла и при использовании декана в качестве элюента получают величины адгезии (времена удерживания) для, например, монозамещенных бензолов. Анализируют корреляцию полученного набора значений адгезии со всеми известными константами Гаммета-Тафта [5, 6], выбирают наибольший коэффициент корреляции и интерпретируют межмолекулярные взаимодействия в рамках моделей Томсона-Катрицкого (индуктивный или резонансный эффекты, например).

Известно [6], что константы Гаммета-Тафта являются не только характеристиками внутримолекулярных эффектов, но и межмолекулярных, где они приобретают названия признаков электростатических и электродинамических (дисперсионных) взаимодействий.

В свою очередь, указанные взаимодействия являются необходимой информацией для определения характера поверхности адсорбционно-модифицированного металла.

В случае существования в системе нескольких типов межмолекулярных взаимодействий (очень редко бывает больше двух) матрица, содержащая константы Гаммета-Тафта и набор данных по адгезии однозамещенных бензолов, подвергается обработке методом главных компонент. В результате получается набор линейно-независимых компонентов, описывающих адгезию в рамках понятий нескольких механизмов адгезии, существующих в системе.

### **ВЫВОДЫ**

Предварительные испытания адсорбционно-модифицированных порошков металлов показывают, что адгезия органических компонентов в основном подчиняется закономерностям, характерным для нормально-фазовой и обращено-фазовой жидкостной хроматографии на адсорбционно-модифицированных сорбентах.

Исследования также показали, что для трущейся пары, состоящей из двух разных металлов, невозможно подобрать оптимальную модифицирующую систему в силу разного характера поверхности металлов и сплавов. Отсюда следует, что первоначально необходимо получить однородную поверхность металлов за счет модификации их одним и тем же металлом в виде металлической суспензии или металлоорганическим соединением в составе моторного масла (при предварительной обкатке). В этом случае любое качественное моторное масло, состоящее только из органических компонентов, будет работать успешно.

Предложен алгоритм определения характера поверхности адсорбционно-модифицированного металла и вид преобладающих межмолекулярных взаимодействий.

*Работа выполняется при поддержке аналитической ведомственной целевой программы "Развитие научного потенциала высшей школы (2009-2011 годы)", код проекта 10423.*

### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Сычев, С.Н. Методы совершенствования хроматографических систем и механизмы удерживания в ВЭЖХ / С.Н. Сычев. – Орел: ОрелГТУ, 2000. – 212 с.
2. Сычев, С.Н. Оценка напряженности электростатического поля адсорбционно-модифицированного силикагеля / С.Н. Сычев, К.С. Сычев, С.Н. Ланин // Ж. физ. химии, 2000. – Т. 74. – № 3. – С. 511-513.
3. Сычев, С.Н. Полуэмпирическая теория удерживания в нормально-фазовой высокоэффективной жидкостной хроматографии (НФ ВЭЖХ) на адсорбционно-модифицированном силикагеле / С.Н. Сычев // Сорбционные и хроматографические процессы, 2003. – Т.3. – Вып 4. – С. 446-454.
4. Сычев, С.Н. Описание дисперсионных взаимодействий углеводородов и углеводородных радикалов в терминах электромагнитных взаимодействий [Текст] / С.Н. Сычев, В.А. Гаврилина, К.В. Подмастерьев, А.Ю. Винокуров // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2009. – №3. – с. 15-20.
5. Пальм, В.А. Основы количественной теории органических реакций / В.А. Пальм. – Л.: Химия, 1977. – 359 с.
6. Сычев, С.Н. Применение метода главных компонент (факторного анализа) для анализа хроматографических данных в ВЭЖХ / С.Н. Сычев // Сорбционные и хроматографические процессы, 2004. – Т.4 – Вып.2 – С.134-142.
7. Katritzky, A.R. The Mesomeric and Inductive Effects / A.R. Katritzky, R.D. Tomson // Chem. Educ. 1971., V. 48, N 7. – P. 427 – 431.

#### **Сычев Сергей Николаевич**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орёл

Доктор технических наук, профессор кафедры «Химия»

Тел. (8486) 419892

E-mail chemistry@ostu.ru

#### **Подмастерьев Константин Валентинович**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орёл

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

Тел. (84862) 419803

E-mail PMS35@ostu.ru

#### **Пахолкин Евгений Васильевич**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орёл

Кандидат технических наук, доцент «Приборостроение, метрология и сертификация»

Тел. (84862) 419876

E-mail Eugene\_P@bk.ru

#### **Пузырев Станислав Григорьевич**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орёл

Аспирант

Тел. (8486) 419892

E-mail chemistry@ostu.ru

В.В. МИШИН

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОРЕЗИСТИВНЫМ МЕТОДОМ «ТРЕТЬЕГО ТЕЛА», ПРЕДСТАВЛЕННОГО ПОВЕРХНОСТНЫМИ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИМИ СЛОЯМИ В ТРИБОСОПРЯЖЕНИЯХ ПОДШИПНИКА КАЧЕНИЯ

В работе рассмотрен вопрос использования электрического сопротивления (проводимости) трибосопряжений подшипника качения как диагностического параметра, отражающего состояние рабочих поверхностей трибосопряжения при отсутствии («третье тело» сформировано неметаллическими поверхностными слоями) и наличии смазочного материала с учетом режимов работы подшипника.

**Ключевые слова:** подшипник, сопротивление трибосопряжения, подшипниковый узел.

In the paper have presented possibility of use of conductivity (electric resistance) bearing contact piece as the diagnostic parameter.

**Key words:** the bearing, resistance of contact, bearing unit and house.

Поверхностный слой трибосопряжения имеет сложную физико-химическую структуру. Он формируется в процессе работы трибосопряжения при наличии различных окислительно-восстановительных реакций, коррозии, деформационных процессов, адгезии, когезии и т.п. На металлических элементах трибосопряжений твердый неметаллический слой в основном представлен в виде прочных оксидных пленок, имеющих отличную от основного металла удельную электрическую проводимость (сопротивление) (рисунок 1).

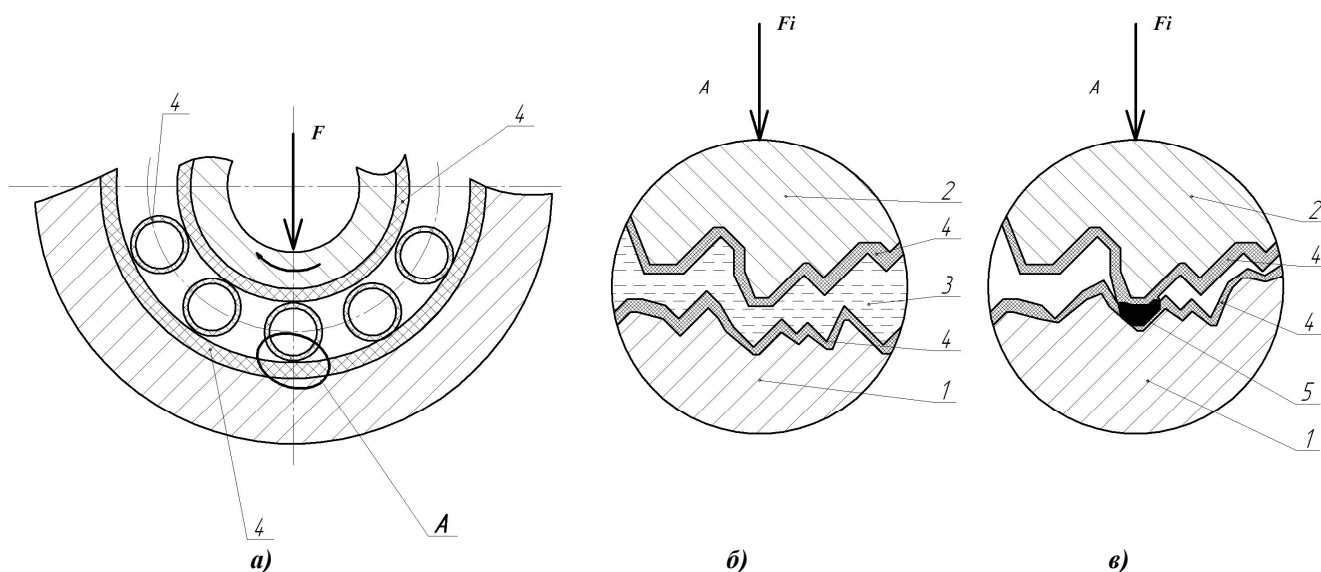


Рисунок 1 – Зона контактирования в подшипнике

- а) – общая схема, б) – схема контакта при наличии смазочного материала,  
в) – схема контакта без смазочного материала, 1, 2 – контактирующие детали подшипника,  
3 – слой смазочного материала, 4 – поверхностный слой,  
5 – непосредственная зона взаимодействия микронеровностей

Для оценки возможности диагностирования подшипников [1] с учетом поверхностного слоя проведено экспериментальное исследование свойств сигнала электрического сопротивления подшипника качения, работающего без смазочного материала, т.е. тела качения и кольца взаимодействуют при так называемом сухом трении и разделяются практически только третьим телом, состоящим в основном из оксидных пленок и элементами поверхно-



стного слоя. Каждое трибосопряжение контактирующих деталей подшипника имеет индивидуальное значение нагрузки  $F_z$ , определяемое распределением общей радиальной нагрузки по телам качения. На рисунке 2 представлена эквивалентная схема замещения подшипника при его работе без смазочного материала. Как видно – подшипник представляет собой множество параллельно включенных сопротивлений пар трибосопряжений «кольцо – тело качения – кольцо». При этом каждое из трибосопряжений состоит из последовательно соединенных сопротивлений поверхностных слоев контактирующих деталей. Тела качения могут быть соединены в дополнительные цепи через сепаратор, однако для большинства случаев вероятность протекания значительного тока по цепям контакта «тело качения – сепаратор» маловероятно, т.к. эти контакты являются слабонагруженными. Для подшипников с текстолитовыми сепараторами (использовались в исследовании) утечки через сепаратор исключены. Индивидуальное нагружение каждого из трибосопряжений (сила  $F_z$ , действующая на тело качения) определяет характер микроконтактирования в данном трибосопряжении. Для обеспечения повторяемости и адекватности результатов экспериментальных исследований запись реализации случайного сигнала сопротивления начиналась в строго определяемый положением тел качения относительно вектора радиальной нагрузки момент времени (максимально нагруженный шарик в момент начала записи находился на линии действия нагрузки). Для этого применялась оптическая система синхронизации.

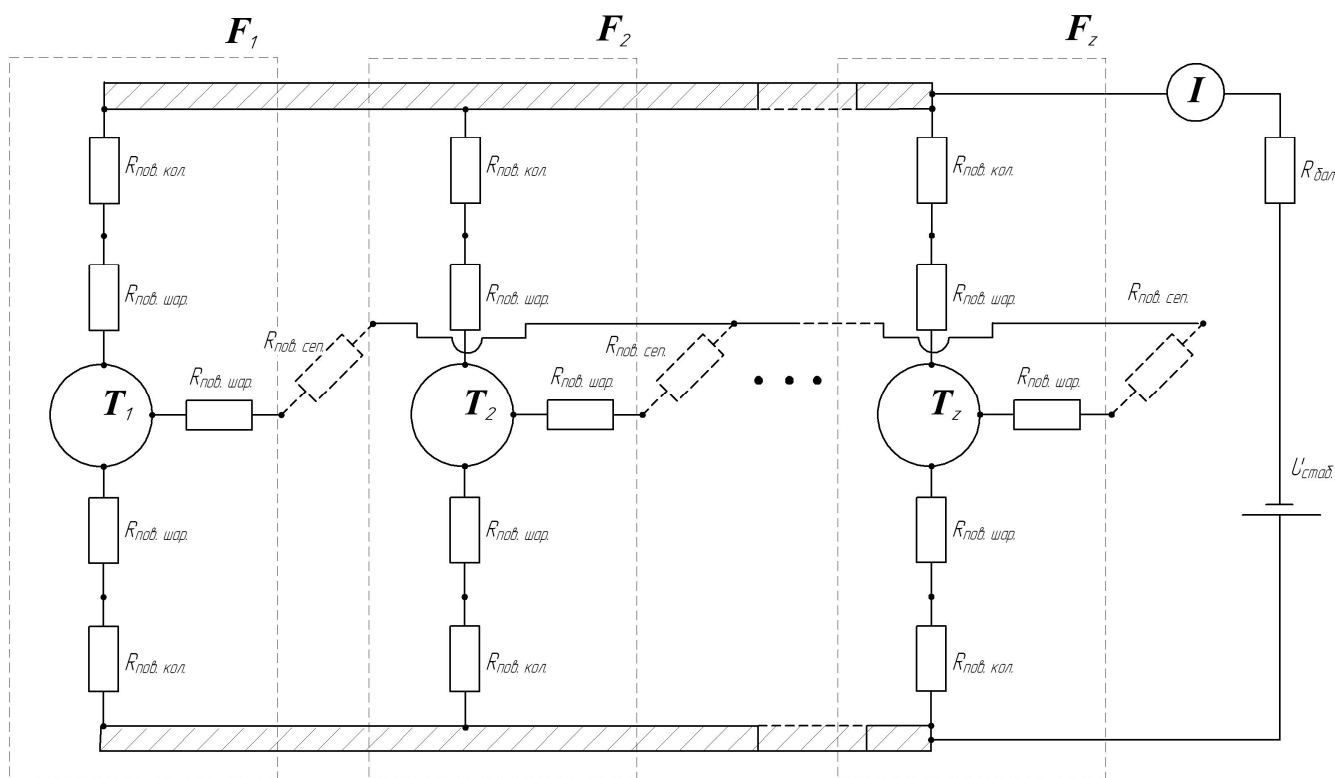


Рисунок 2 – Эквивалентная схема

- $R_{пов. кол}$  – сопротивление поверхностного слоя дорожки качения кольца,
- $R_{пов. шар}$  – сопротивление поверхностного слоя тела качения,
- $R_{пов. сеп}$  – сопротивление поверхностного слоя сепаратора при его контактировании с телом качения,  $T_z$  – тела качения,
- $R_{бал}$  – балластное сопротивление для ограничения тока через трибосопряжение,  $U_{стаб}$  – стабилизированное напряжение,
- $I$  – измеряемый ток через подшипник, пропорциональный его сопротивлению.

Условия проведения эксперимента: исследуемый подшипник 113, предварительная промывка подшипника в гексане, сушка при температуре  $90^{\circ}C$  в течение 20 мин, радиальная нагрузка 50Н, частота вращения привода  $140 \text{ мин}^{-1}$ . Пример сигнала сопротивления в виде временной функции с низкой частотой дискретизации представлен на рисунке 3.

По результатам измерений среднее значение сопротивления составило 16.6 Ом. Анализ функции показал, что она состоит из практически преобладающей случайной составляющей в области низких сопротивлений с присутствием детерминированной составляющей, характеризующей периодичность перераспределения нагрузки по телам качения при работе подшипника и наличие макротоноклонов геометрии деталей трибосопряжения подшипника.

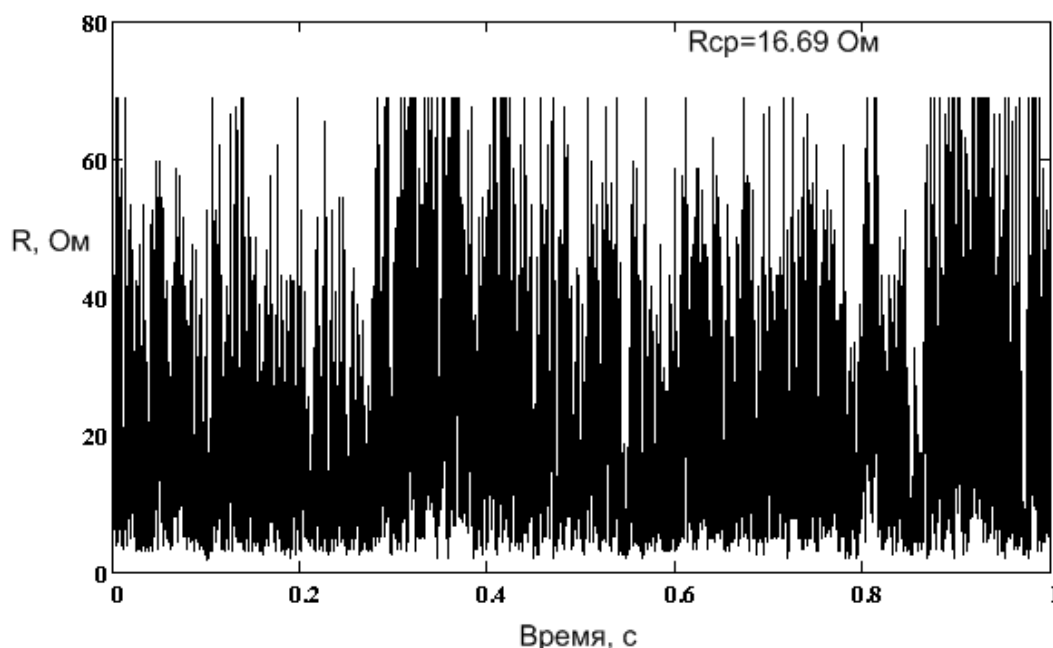


Рисунок 3 – Пример сигнала сопротивления подшипника без смазочного материала

На рисунке 4 в виде временных функций представлены сигналы сопротивления трех подшипников качения типа 113 с разным качеством поверхности при аналогичных условиях проведения эксперимента. Кривая 1 получена для подшипника 113 нового, но хранившегося длительное время с нарушением консервации (на поверхности дорожек качения имеются потемнения). Кривая 2 – для подшипника 113 нового с нормальными условиями консервации, кривая 3 – для подшипника 113, бывшего в употреблении. Кривые получены с высокой частотой дискретизации сигнала, т.е. непосредственно характеризуют процесс микроконтактирования.

Анализ показал, что для подшипника с высоким качеством рабочих поверхностей при отсутствии смазочного материала, электрическое сопротивление флуктуирует относительно среднего с некоторым разбросом. Однако среднее значение сопротивления в экспериментах близко по своему значению (25-40 Ом). Для подшипника с изношенными поверхностями среднее сопротивление снизилось до 9,5 Ом. Это может объясняться, предположительно, наличием сильного разрушения поверхностного слоя и, соответственно, измененной геометрией микронеровностей приводящей к изменению прочностных свойств оксидного слоя и пленок в трибосопряжении. На рисунке 5, в качестве примера, представлена интегральная функция распределения сопротивления подшипника при высокой частоте (5 МГц) дискретизации сигнала при отсутствии смазочного материала.

В результате исследований интегральных функций сопротивления подшипников, работающих без смазочного материала, и аналогичных функции на рисунке 5 установлено, что большинство измеренных значений электрического сопротивления находится в области малых значений (преимущественно до 100 Ом). Нижняя граница интегральной функции обусловлена конечным сопротивлением ртутного токоъемника, используемого в экспериментах (составляет несколько мОм). Регистрируемое значение диагностического параметра НИВ [1] составило 0,98 при интервале времени регистрации параметра 10с и пороговом значении

учета длительности микроконтактирований 107 Ом (или 98% времени микроконтактирования в интервале времени измерения). В интервале времени  $10^{-5}$  с для всех трех подшипников значение параметра НИВ составило 1, что подтверждается диаграммами рисунков 4,5. Такое значение говорит о практически полном отсутствии диэлектрической смазочной пленки в зоне контакта тел качения и колец подшипника во временном интервале анализа сигнала сопротивления.

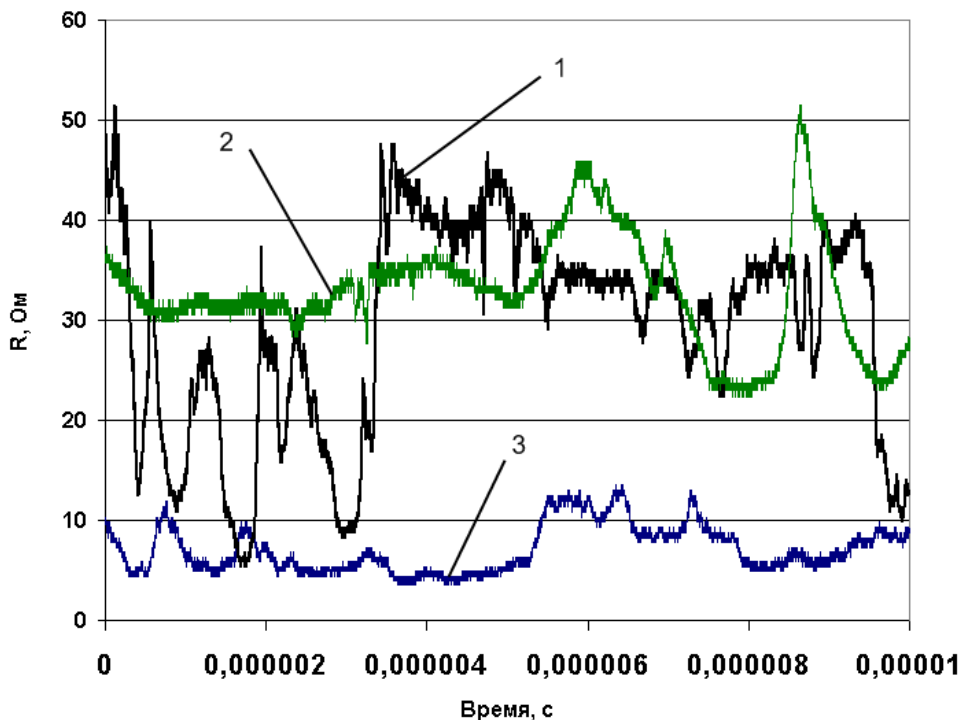


Рисунок 4 – Сигналы сопротивления подшипников 113 с высоким временным разрешением

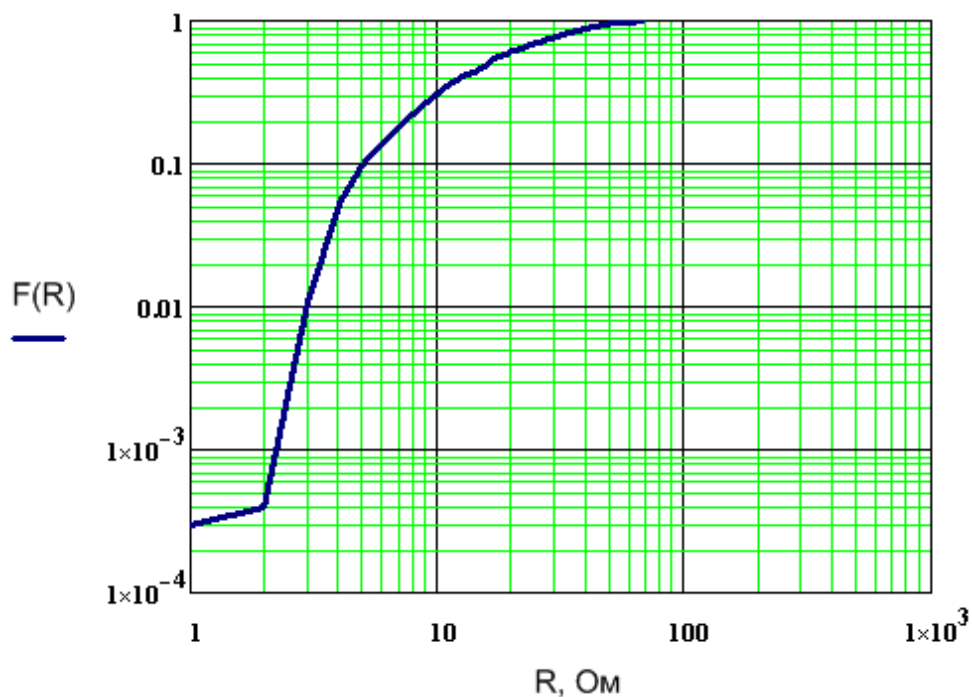


Рисунок 5 – Интегральная функция распределения сопротивления подшипника без смазки

Для сравнительного анализа на рисунке 6 представлен спектр одного из сигналов сопротивления подшипника, характеризующий частотный состав временной функции

сопротивления при работе трибосопряжения с третьим телом, представленным в виде твердых неметаллических слоев. Низкочастотная область спектра предположительно формируется изменением условий микроконтактирования за счет макроотклонений и волнистости контактируемых поверхностей, высокочастотная область сформирована непосредственным контактированием микронеровностей.

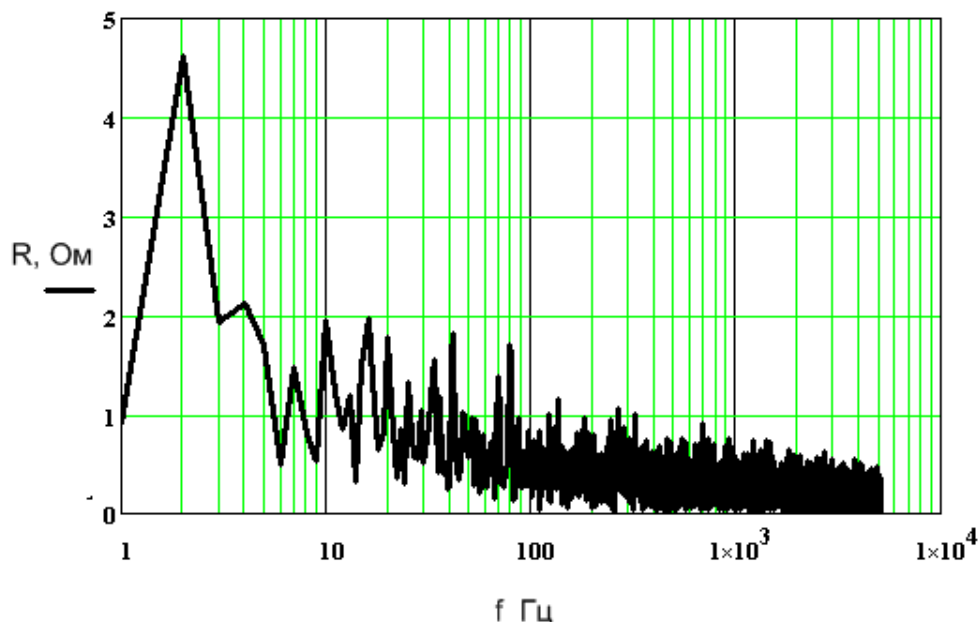


Рисунок 6 – Спектр сигнала сопротивления подшипника без смазки

При добавлении в подшипник смазочного материала происходит значительное увеличение его электрического сопротивления, что отражается в виде подъема функции сопротивления (рисунок 7) до уровня нескольких сотен Ом и изменения вида интегральной функции распределения сопротивления (рисунок 8).

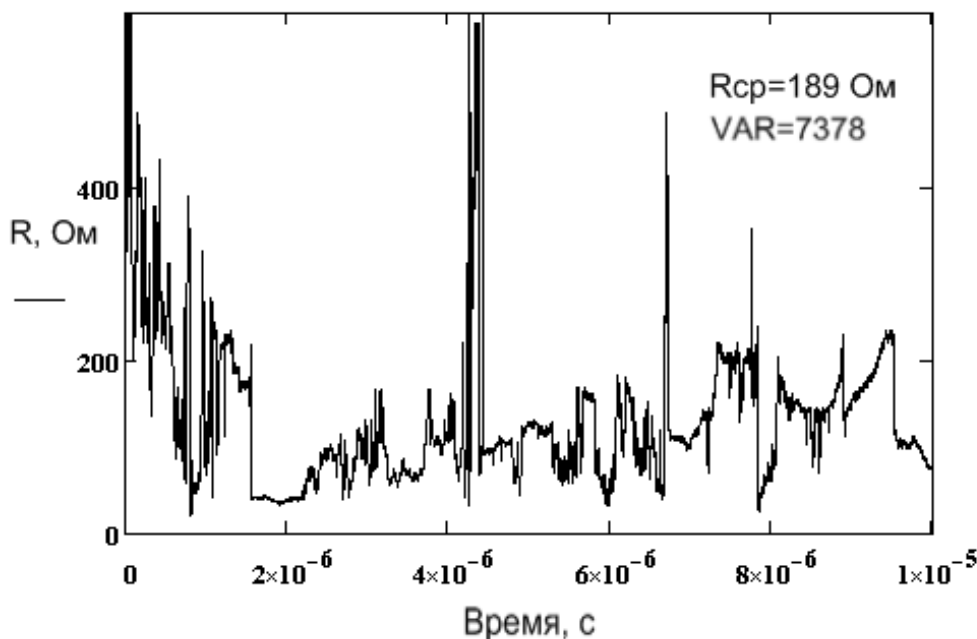
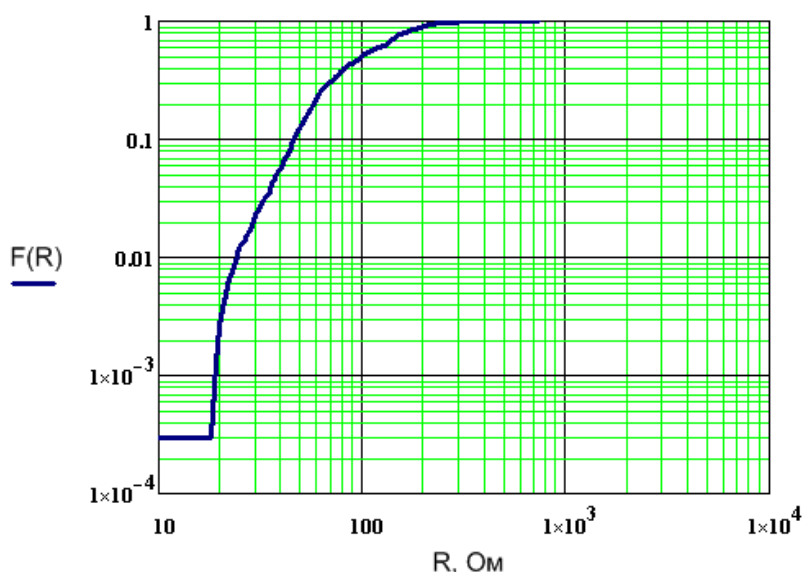


Рисунок 7 – Временная реализация сигнала сопротивления подшипника при внесении смазочного материала

При проведении эксперимента в подшипник вводился смазочный материал И20 в объеме 0,5 мл. Объем материала был равномерно распределен между телами качения в процессе пред-

варительной приработки в течение 20 мин. Характер контактирования в экспериментах принципиально не изменялся, уровень НИВ составил 0,4 (или 40 %), что говорит о наличии частых микроконтактов. Однако наличие смазочного материала изменяет характер процесса микроконтактирования, что подтверждается интегральной функцией сопротивления (рисунок 8).



*Рисунок 8 – Интегральная функция распределения сопротивления после внесения смазочного материала*

По результатам выполненных экспериментальных исследований можно отметить, что электрический метод оценки состояния трибосопряжения позволяет учитывать наличие неметаллических поверхностных слоев в трибосопряжении и, в целом пригоден для решения задачи исследования их свойств. Приращение среднего сопротивления при внесении смазочного материала составило более 170 Ом (в 10 раз) при изменении вероятности микроконтактирования, оцениваемой по параметру НИВ в пределах от 1 до 0,4 (в 2,5 раза при потенциально возможном изменении НИВ  $10^8$ ), но режим трения при этом не изменился.

*Работа выполняется при поддержке аналитической ведомственной целевой программы "Развитие научного потенциала высшей школы (2009-2011 годы)", код проекта 10423, и код проекта 1.2.07.*

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Подмастерьев, К.В. Электропараметрические методы комплексного диагностирования опор качения [Текст] / К.В. Подмастерьев – М.: Машиностроение-1, 2001. – 376 с.

**Мишин Владислав Владимирович**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет»

К.т.н., доцент кафедры «Приборостроение, метрология и сертификация»

Тел. (4862)41-67-33

E-mail: vlad89290@gmail.com

Е.Б. АНДРОСОВА

## УДАР МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТЕЛ В ШАРИКОВЫХ ПОДШИПНИКАХ КАЧЕНИЯ И ПРИЧИНЫ ЕГО ВОЗНИКНОВЕНИЯ

*В работе рассмотрен случай возникновения кратковременных ударов между телами качения и кольцами в подшипниках. Проводится расчёт времени прохождения ударной волны в кольцах подшипника, времени соударения тела качения с кольцом подшипника и последующее их сравнение.*

**Ключевые слова:** удар, ударная волна, контактная теория Герца, время продолжительности удара.

*In this paper we consider the case of short-term blows between rolling elements and rings in the bearings. Conducted timing of shock waves in the rings of the bearing, collision time rolling body with a ring bearing and then compare them.*

**Key words:** impact, shock wave, the contact theory of Hertz, the duration of impact.

### ВВЕДЕНИЕ

При контроле качества подшипников проводят исследование изменения электрического сопротивления между кольцами подшипника за счет возникновения электрического контакта между кольцами и телами качения. Возникающие при этом электрические импульсы в ряде случаев имеют очень короткую длительность, что может объясняться возникновением кратковременных ударов между телами качения и кольцами. Рассмотрим возможность таких ударов.

### ВОЗНИКНОВЕНИЕ КРАТКОРЕМЕННЫХ УДРОВ

Среди причин износа подшипников одним из основных является ударное взаимодействие тел качения и колец. Такое взаимодействие приводит к возникновению виброударного режима в подшипнике. Виброударным режимом системы называют колебательное движение, в процессе которого между её отдельными частями происходят соударения. Виброударный режим несет высокую энергию, которая может привести к разрушению смазочной плёнки в подшипнике.

Удар как механическое явление характеризуется двумя основными свойствами. Во-первых, быстротой свершения: за очень малое с точки зрения механики время (порядка долей миллисекунд) скорость точек механической системы резко изменяется. Во-вторых, возникновением (и, естественно, быстрым исчезновением) ударных сил, настолько больших, что во время удара все силы, кроме этих, можно просто не принимать во внимание.

Рассмотрим случай возникновения удара в рабочей зоне шарикового подшипника качения показанный на рисунке 1.

На рисунке изображено неподвижное внешнее кольцо подшипника, подвижное внутреннее кольцо подшипника и тело качения – шарик. Так же условно изображена смазочная плёнка с разрывом на некотором участке. Шарик катится с определённой скоростью по окружности. Попадая в зону разрыва смазочной плёнки, тело качения будет двигаться со скоростью  $v$ , как показано на рисунке 1. В результате чего происходит удар.

Таким образом, можно говорить о косом ударе со скоростью  $v$ , которая имеет 2 составляющие: нормальную  $v_n$  и тангенциальную  $v_\tau$ . При ударе тело качения «внедряется» в кольцо подшипника, деформирует его, деформируется само, теряет скорость; кинетическая энергия тела качения превращается в потенциальную энергию упругой деформации, расходуется на нагрев и на колебания внутри материала подшипника.

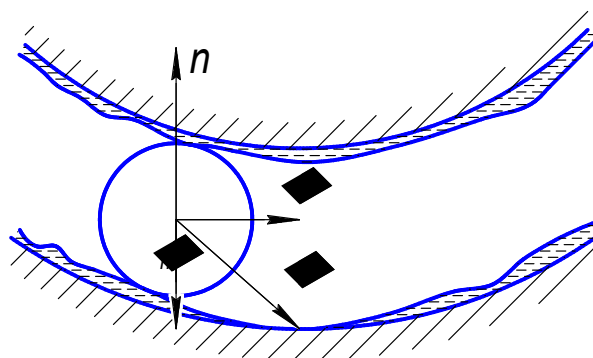


Рисунок 1 – Модель шарикового подшипника качения

Так как детали подшипников имеют высокий коэффициент восстановления от 0,73 до 0,8 при изменении начальной скорости удара от 3 м/с до 6 м/с, то чтобы их деформировать, нужны большие усилия. Поэтому потеря кинетической энергии происходит почти моментально, и лишь слегка «внедрившись» в материал кольца, тело качения останавливается. При этом колебания от удара внутри кольца подшипника обладают скоростью распространения в среде, зависящей от свойств материала. Ударная волна, отражаясь от поверхностей внешнего кольца, пройдет в пределах его толщины и возвратится к точке контакта с телом качения. Тем самым заканчивается первый, нагрузочный акт удара. Сразу же начинается второй, разгрузочный акт удара. Теперь сжатые участки стремятся вернуться в прежнее состояние и ударная волна возвращается к месту контакта. Эти силы разгоняют тело качения и быстро выталкивают его обратно, тем самым, вызывая повторный удар. Тело качения приобретает почти меньшую скорость, чем перед ударом и теперь оно будет двигаться в обратном направлении. Произойдет несколько таких соударений до того момента, пока будет хватать энергии на колебания тела качения. Итак, и быстротечность удара, и его сила определяются жесткостью контактирующих тел. В свою очередь, жесткость определяется свойствами материала. Подшипники после одного или, некоторого числа ударов могут перейти в другое состояние или разрушиться. Поэтому виброударный режим крайне нежелателен.

### РАСЧЕТ ПЕРИОДА КОЛЕБАНИЙ

Для выявления колебаний внутри материала подшипника по окружности кольца выделим период  $T$  отражений колебаний. Для этого величину толщины кольца подшипника разделим на скорость распространения волны  $c$ . Колебания происходят в той части тела качения и кольца подшипника, которые заключены в пределах зоны контакта. Примем, что эта часть имеет форму, приближающуюся к форме диска, тогда для расчёта скорости распространения  $c$  воспользуемся решением дифференциального уравнения для радиальных колебаний диска [1]:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho \cdot (1 - \mu^2)}}, \quad (1)$$

где  $\mu$  – коэффициент Пуассона (для стали  $\mu = 0,3$ );

$E$  – модуль упругости (для подшипниковой стали ШХ15СГ  $E = 211000 \text{ МПа}$ );

$\rho$  – плотность (для подшипниковой стали ШХ15СГ  $\rho = 7815 \text{ кг/м}^3$ ).

По формуле (1)  $c = 5447 \text{ м/с}$ .

Рассчитаем период отражения колебаний для подшипника 312 ГОСТ 3883 со следующими параметрами: внешний диаметр  $D = 130 \text{ мм}$ ; внутренний диаметр  $d = 60 \text{ мм}$ ; диаметр тел качения  $d_1 = 22,23 \text{ мм}$ ; число тел качения  $Z = 8$ . Толщина внешнего кольца подшипника:

$$h = \frac{D - d - 2 \cdot d_1}{4} = 6,385 (\text{мм}).$$

Тогда период будет равен:

$$T = \frac{h}{c} = 1,17(\text{мкс}).$$

Таким образом, ударная волна возвращается в точку контакта за 1,17 мкс. Далее считаем время контактирования тела качения с кольцом для того, что сравнить с посчитанным значением периода. Сравнение позволит говорить о том, возникнет ли виброударный режим в рабочей зоне подшипника. Он возникнет при условии, что время контактирования будет больше времени прохождения ударной волны, так как ударная волна сообщит кинетическую энергию телу качения для последующего удара.

### РАСЧЕТ ВРЕМЕНИ КОНТАКТИРОВАНИЯ

Как показано на рисунке 1 скорость тела качения имеет 2 составляющие: нормальную и тангенциальную. Далее рассмотрим случай прямого удара, т.е. нормальную составляющую скорости. Для этого будем использовать теорию Герца, проиллюстрированную на рисунке 2 [2].

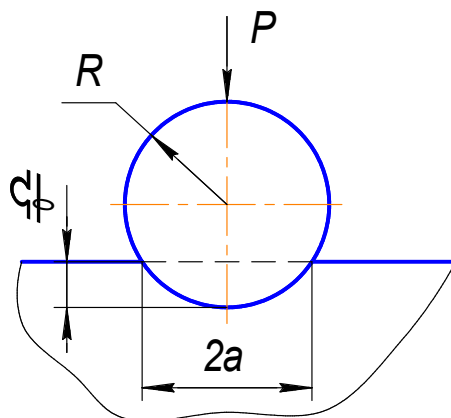


Рисунок 2 – Внедрение сферического индентора в упругое полупространство (контакт Герца)

На рисунке 2 изображён хорошо изученный и часто используемый в практических применениях случай контакта сферического индентора радиуса  $R$  с упругим полупространством под действием статической силы  $P$ , так называемый герцевский контакт или герцевское нагружение.

В соответствии с теорией Герца сближение тел  $\delta_0$  является степенной функцией контактной нагрузки  $P$  [2], т. е.

$$\delta_0 = k \cdot P^{2/3}, \quad (2)$$

где  $k = 2 \cdot \frac{(1-\mu^2)}{E}$ ,  $E$ ,  $\mu$  – упругая постоянная, нормальный модуль упругости и коэффициент Пуассона соответственно.

С возрастанием контактной нагрузки  $P$  впервые возникает пластическая деформация, которая затем постепенно распространяется как на глубину, так и к поверхности контртела. При некоторой величине нагрузки на поверхности контртела зависимость Герца нарушается. После снятия нагрузки происходит упругое восстановление материала контртела и общее сближение, уменьшившись на величину  $\delta_y$  контртела, становится равной  $\delta_{nl}$  (рисунок 3).

С появлением на поверхности контакта остаточной вмятины упругие деформации продолжают, как известно, подчиняться зависимостям теории упругости, однако, очевидно, что при этом обычные «упругие» формулы должны быть скорректированы в соответствии с новыми условиями контакта. Принципиальное отличие этих условий от условий чисто упругого контакта тел состоит в том, что при наличии остаточной вмятины сфера радиусом  $R$  находится в контакте не в точке, а с поверхностью остаточной вмятины, радиус кривизны которой равен  $R_1$  (рисунок 3).



Для определения величины  $R_1$  примем следующие допущения [2]:

- 1) со снятием нагрузки сферический контур отпечатка не изменяется;
- 2) профиль вмятины под нагрузкой и после разгрузки в плоскостях ее главных кривизн очерчен окружностью радиусом  $R_1$ ;
- 3) поверхность контртела вне контакта не деформируется.

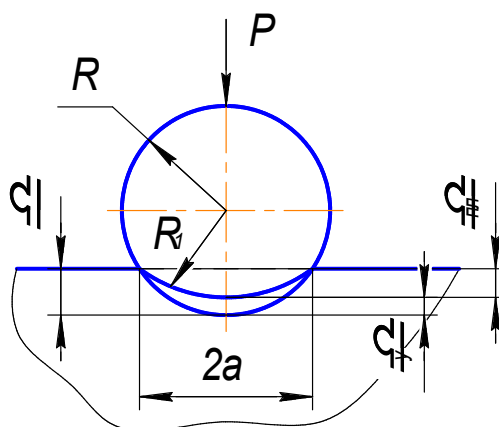


Рисунок 3 – Схема внедрения жесткого шара в плоскую границу упругопластического контртела

С учетом вышесказанного поправка к формуле Герца, учитывающая влияние пластической деформации контртела в зоне контакта на величину упругого сближения, может быть рассчитана по формуле [2]:

$$\Omega = \left( 1 + \frac{\delta_{nl}}{\delta_y} \right)^{1/3}, \quad (3)$$

где  $\delta_y$  – упругая составляющая полного сближения;

$\delta_{nl}$  – пластическая составляющая полного сближения.

Окончательно имеем:

$$\delta_y = \frac{\delta_0}{\Omega},$$

или с учетом формулы (2) [2]:

$$\delta_y = k^{3/2} \cdot (P \cdot \pi \cdot R \cdot H)^{1/2}, \quad (4)$$

где  $H$  – предельная твердость, которая связана с пределом текучести соотношением  $H = C \cdot \sigma_m$ ;

$C$  – коэффициент стеснения, характеризующий величину упрочнения материала [3];

$\sigma_m$  – предел текучести контртела.

Сближение, соответствующее зарождению и наличию пластической деформации можно рассчитать по формуле [2]:

$$\delta_{nl} = \frac{P}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot H}. \quad (5)$$

Полное сближение в упругопластическом контакте сферы с контртелом состоит из двух слагаемых, остаточного сближения  $\delta_{nl}$  равного глубине остаточного отпечатка, и упругого сближения  $\delta_y$ , исчезающего со снятием нагрузки вследствие упругого восстановления контртела. Таким образом [2]:

$$\delta = \delta_{nl} + \delta_y. \quad (6)$$

Подставляя в уравнение (6) значения упругого и остаточного сближений из формул (4) и (5) соответственно получаем [2]:

$$\delta = \alpha \cdot P + \beta \cdot (\gamma \cdot P)^{1/2}, \quad (7)$$

где  $\alpha = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot H}$ ,  $\beta = k^{3/2}$ ,  $\gamma = \pi \cdot R \cdot H$ .

Приведенные выше формулы позволяют рассчитать полное сближение в упругопластическом контакте при статическом нагружении. В нашем случае контактирование происходит при динамическом, в частности ударном, нагружении. Динамичность нагружения характеризуется либо скоростью удара или скоростью деформации, либо скоростью напряжения, которая зависит от скорости приложения нагрузки. При упругопластическом контактировании материалов в условиях динамического нагружения появляется дополнительное сближение, что может привести к изменению механических свойств поверхности. Упругий контакт при первоначальном соударении осуществляется редко, особенно для металлов. Анализ напряженного состояния материала при динамическом упругопластическом внедрении в него жестких инденторов представляет собой очень сложную задачу, и исследования в этом направлении еще продолжаются. Отсутствие общих методов построения тонких решений нелинейных задач динамики приводит к необходимости разработки эффективных приближенных численно-аналитических методов.

Во многих механических системах движение описывается нелинейными дифференциальными уравнениями. Рассматриваемая в работе модель контактного взаимодействия является нелинейной, поэтому дифференциальное уравнение движения в условиях свободных колебаний имеет вид [2]:

$$m\ddot{x} + P(x) = 0, \quad (8)$$

где  $x = \delta$ , а  $P(x)$  выражается из формулы (7). С учетом сказанного дифференциальное уравнение движения жесткой, гладкой сферы по упругопластическому полупространству при ударе будет иметь вид [2]:

$$m\ddot{x} + a_1 \sqrt{x} + a_2 x = 0, \quad (9)$$

где  $a_1 = -\frac{\beta \cdot \gamma^{1/2}}{\alpha^{3/2}}$ ;  $a_2 = \frac{1}{\alpha}$ .

Считая, что в начальный момент соударения  $\frac{dx}{dt} = v_0$ , после первого интегрирования можно найти скорость сближения в виде [2]:

$$\frac{dx}{dt} = \sqrt{v_0^2 - \left( \frac{4 \cdot a_1 \cdot x^{3/2}}{3 \cdot m} + \frac{a_2 \cdot x^2}{m} \right)}. \quad (10)$$

Наибольшего значения величина сближения достигается в тот момент, когда  $\frac{dx}{dt} = 0$ .

Решая уравнения (10) можно рассчитать величину динамического сближения, максимальную силу удара и максимальное давление в центре контакта. Для вычисления продолжительности удара производится разделение переменных в уравнении (10), а затем интегрирование от начала удара до момента максимального сближения [2]:

$$t = \pm \int_0^{x_{\max}} \frac{dx}{\sqrt{v_0^2 - \left( \frac{4 \cdot a_1 \cdot x^{3/2}}{3 \cdot m} + \frac{a_2 \cdot x^2}{m} \right)}}. \quad (11)$$

Рассчитаем время контактирования шарика и кольца по формуле (11) для подшипника 312 ГОСТ 3883 со следующими параметрами: внешний диаметр  $D = 130$  мм; внутренний диаметр  $d = 60$  мм; диаметр тел качения  $d_1 = 22,23$  мм; число тел качения  $Z = 8$ . При этом начальная скорость шарика при ударе равна 20 м/с. Тогда:  $\alpha = 1,224 \cdot 10^{-8}$ ,  $\beta = 0$ ,  $\gamma = 4 \cdot 10^7$ . Следовательно,  $a_1 = -0,12$ ;  $a_2 = 8,17 \cdot 10^7$ ,  $m = 0,045$ (кг).

По формуле (11) рассчитанное время контактирования равно 0,12 мс. Получаем, что время контактирования много больше времени прохождения ударной волны в кольце. Таким образом, ударная волна за время контактирования при ударе шарика с кольцом успевает распространиться в кольце подшипника, отразиться и вернуться к месту контакта. Следовательно, существует высокая вероятность возникновения виброударного режима в подшипнике. Так же, если значение начальной скорости шарика при ударе будет выше в десятки раз, чем значение, взятое для расчетов, то очевидно, что время контактирования так же будет меньше, чем скорость прохождения ударной волны.

### **ВЫВОДЫ**

Возникновение виброударного режима в шариковых подшипниках качения имеет высокую вероятность. При этом как для низкооборотных, так и для высокооборотных подшипников.

### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Пановко, Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я.Г. Пановко. - Изд. 3-е, доп. и перераб. - Л.: «Машиностроение», 1976. – 320 с.
2. Максименко, А.А. Динамическая модель упругопластического контактного взаимодействия гладких тел / А.А. Максименко, Н.В. Котенева // Известия Томского политехнического университета. –2007. – Т. 310. - №2– С. 64-66.
3. Ланков, А.А. Упругость, упругопластичность и пластичность в конструкционных средах / А.А. Ланков, В.А. Миронов. – Калинин: ТГТУ, 1997.

#### **Андросова Елена Борисовна**

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орел  
Аспирант кафедры "Приборостроение, метрология и сертификация"  
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29  
E-mail: Elena\_Androsova1@mail.ru

**Уважаемые авторы!**  
**Просим Вас ознакомиться с основными требованиями**  
**к оформлению научных статей.**

- Объем материала, предлагаемого к публикации, измеряется страницами текста на листах формата А4 и содержит от 3 до 7 страниц; все страницы рукописи должны иметь сплошную нумерацию.
- Статья предоставляется в 1 экземпляре на бумажном носителе и в электронном виде (по электронной почте или на любом электронном носителе).
- В одном сборнике может быть опубликована только **одна** статья **одного** автора, включая соавторство.
- Статьи должны быть набраны шрифтом Times New Roman, размер 12 pt с одинарным интервалом, текст выравнивается по ширине; абзацный отступ – 1,25 см, правое поле – 2 см, левое поле – 2 см, поля внизу иверху – 2 см.
- Название статьи, а также фамилии и инициалы авторов обязательно дублируются на английском языке.
- К статье прилагается перечень ключевых слов на русском и английском языке.
- Сведения об авторах приводятся в такой последовательности: Фамилия, имя, отчество; учреждение или организация, ученая степень, ученое звание, должность, адрес, телефон, электронная почта.
- В тексте статьи желательно:
  - не применять обороты разговорной речи, техницизмы, профессионализмы;
  - не применять для одного и того же понятия различные научно-технические термины, близкие по смыслу (синонимы), а также иностранные слова и термины при наличии равнозначных слов и терминов в русском языке;
  - не применять произвольные словообразования;
  - не применять сокращения слов, кроме установленных правилами русской орфографии, соответствующими государственными стандартами.
- Сокращения и аббревиатуры должны расшифровываться по месту первого упоминания (вхождения) в тексте статьи.
- **Формулы** следует набирать в редакторе формул Microsoft Equation 3.0. **Формулы, внедренные как изображение, не допускаются!**
- **Рисунки** и другие иллюстрации (чертежи, графики, схемы, диаграммы, фотоснимки) следует располагать непосредственно после текста, в котором они упоминаются впервые.
- Подписи к рисункам (полужирный шрифт курсивного начертания 10 pt) выравниваются по центру страницы, в конце подписи точка не ставится:

*Рисунок 1 – Текст подписи*

С полной версией требований к оформлению научных статей Вы можете ознакомиться на сайте [www.ostu.ru](http://www.ostu.ru).

*Плата с аспирантов за опубликование статей не взимается.*

*Адрес учредителя:*

Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования  
«Орловский государственный технический университет»  
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29  
Тел. (4862) 42-00-24  
Факс (4862) 41-66-84  
www.ostu.ru  
E-mail: unpk@ostu.ru

*Адрес редакции:*

Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования  
«Орловский государственный технический университет»  
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29  
(4862) 41-98-48, 55-55-24, 41-98-03, 43-48-90  
www.ostu.ru  
E-mail: met\_lit@ostu.ru

Технический редактор О.Ю. Григорьева  
Компьютерная верстка О.Ю. Григорьева

Подписано в печать 21.02.2011 г.  
Формат 60x88 1/8. Усл. печ. л. 6,8.  
Тираж 600 экз.  
Заказ № \_\_\_\_\_

Отпечатано с готового оригинал-макета на полиграфической базе ОрелГТУ  
302030, г. Орел, ул. Московская, 65.