

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ  
ВОЛГОГРАДСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

# ИЗВЕСТИЯ

ВОЛГОГРАДСКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА

Серия  
ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ  
В МАШИНОСТРОЕНИИ

Выпуск 7

---

---

№ 13 (86)

Межвузовский сборник научных статей  
Издается с января 2004 г.

2011

---

---



Волгоград  
2011

Учредитель: ГОУ высшего профессионального образования  
"Волгоградский государственный технический университет"

Сборник зарегистрирован в Управлении регистрации и лицензионной работы в сфере массовых коммуникаций федеральной службы по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия ПИ № ФС77–25660 от 13 сентября 2006 г.

Главный редактор сборника "Известия ВолгГТУ"

д-р хим. наук, проф., член-корр. РАН *И. А. Новаков*

Редакционная коллегия серии:

д-р техн. наук, проф., зав. каф. ТМС Ю. Н. Полянчиков (научный редактор), г. Волгоград E-mail: techmash@vstu.ru  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. АПП Ю. П. Сердобинцев (зам. научного редактора), г. Волгоград E-mail: app@vstu.ru  
д-р техн. наук, проф. РГАТА В. Ф. Безъязычный, г. Рыбинск  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. СИСИТ МГТУ «СТАНКИН» А. Г. Схиртладзе, г. Москва  
д-р техн. наук, проф. каф. ТМС МГТУ им. Н.Э. Баумана А. В. Мухин, г. Москва  
д-р хим. наук, проф., первый проректор, зав. каф. ТМС ЛМЗ-ВТУЗ Ю. М. Зубарев, г. Санкт-Петербург  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. ТМС СГТУ А. В. Королев, г. Саратов  
д-р техн. наук, проф., ректор ВГИСИ, филиал ВГАСУ В. М. Шумячер, г. Волжский  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. СИ Ю. И. Сидякин, г. Волгоград  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. НГ и ИГ Г. В. Ханов, г. Волгоград  
д-р техн. наук, проф., руководитель ИЛ ВолГТУ Е. И. Тескер, г. Волгоград  
д-р техн. наук, проф., проректор МГУПП М. М. Благовещенская, г. Москва  
д-р техн. наук, проф., первый проректор СевНТУ Е. В. Паишков, г. Севастополь, Украина  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. АБТС МГУПБ В. И. Попов, г. Москва  
д-р техн. наук, проф., зав. каф. АПП КТУ С. П. Сердобинцев, г. Калининград  
д-р техн. наук, проф. каф. АПП А. Л. Плотников, Волгоград  
канд. техн. наук, доц. каф. ТМС Д. В. Крайнев (ответственный секретарь), г. Волгоград

Печатается по решению редакционно-издательского совета  
Волгоградского государственного технического университета

**Известия** Волгоградского государственного технического университета: межвуз. сб. науч. ст. № 13(86) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2011. – 115 с. (Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 7).

ISBN 978–5–9948–0872–6

Рассматриваются вопросы, связанные с природой и закономерностями работы режущих инструментов, формированием качественных характеристик поверхностного слоя обработанных деталей, систем автоматизации производственных процессов.

В статьях отражаются вопросы, связанные с разработкой и применением прогрессивной оснастки и инструментов, а также систем автоматического управления и контроля.

Ил. 71. Табл. 28. Библиогр.: 169 назв.

ISBN 978–5–9948–0872–6

© Волгоградский государственный  
технический университет, 2011

## СОДЕРЖАНИЕ

---

### Часть 1. ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

<i>Агапов С. И.</i> Определение углов червячно-модульных фрез при ультразвуковом резании...	5
<i>Быков С. Ю., Быков Ю. М.</i> Методы уменьшения времени переналадки металлообрабатывающего оборудования.....	7
<i>Егоров Н. И.</i> Исследование параметров термической обработки деталей для удаления остаточного водорода после чистовой механической обработки с наводороживанием.....	9
<i>Егоров Н. И.</i> Определение времени катодного наводороживания для снижения высоты неровностей обрабатываемой поверхности.....	12
<i>Корпелянский О. Ф.</i> Ультразвуковое приспособление для заточки осевого инструмента.....	15
<i>Крайнев Д. В., Ингеманссон А. Р., Романенко А. Н., Сергеев А. С., Зайцева Н. Г.</i> Проблемы и задачи обеспечения качества обработки на автоматизированном станочном оборудовании.....	16
<i>Крохалев А. В., Авдеюк О. А., Имули Джанта Андри</i> Методика экспериментального исследования режимов трения в подшипниках скольжения.....	20
<i>Курченко А. И., Кормилицин С. И., Курсин О. А.</i> Закономерности изнашивания твердосплавного инструмента при точении $\alpha$ -титанового сплава.....	23
<i>Липатов А. А., Чигиринский Ю. Л., Кормилицин С. И.</i> Исследование характера контактного взаимодействия на площадке износа задней поверхности инструмента при резании аустенитной стали.....	27
<i>Носенко В. А., Белухин Р. А., Морозов А. В.</i> Взаимосвязь между высотными параметрами шероховатости при плоском врезном шлифовании стали 45 и ШХ15.....	30
<i>Носенко В. А., Макушкин И. А., Шегай А. А.</i> Статистические параметры геометрических размеров зерен микрошлифпорошков карбида кремния.....	32
<i>Носенко В. А., Митрофанов А. П., Бутов Г. М.</i> Повышение эффективности шлифования колец подшипников импрегнированием абразивного инструмента.....	34
<i>Носенко Н. В., Надеева И. В.</i> Исследование растекаемости керамических связок в системе полевой шпат–борная фритта–флюорит.....	37
<i>Поляничков Ю. Н., Крайнев Д. В., Ингеманссон А. Р., Щедриков С. О.</i> Приспособление для токарной обработки с опережающим пластическим деформированием.....	39
<i>Поляничков Ю. Н., Плотников А. Л., Поляничкова М. Ю., Курсин О. А.</i> Особенности получения однокомпонентного абразивного инструмента при послойном смешивании исходных составляющих.....	42
<i>Сидякин Ю. И., Трунин А. В.</i> Обобщенная диаграмма упругопластического контактного деформирования материалов.....	44
<i>Смольников Н. Я., Коновалова Ю. Г., Бочкарев А. С., Меньшиков М. С.</i> Особенности процессов стружкообразования при зубофрезеровании. Исследование стойкости червячно-модульных стандартных и модифицированных фрез с углом профиля менее $20^\circ$ в зависимости от числа зубьев нарезаемых колес.....	47
<i>Солодков В. А., Тибиркова М. А.</i> Стружкообразование и контактное взаимодействие при врезании.....	49
<i>Фролов Е. М., Плотников А. Л.</i> Зависимость для автоматизированного определения скорости резания в условиях чернового точения.....	53
<i>Чигиринский Ю. Л.</i> Методика повышения надежности справочных данных.....	55

## Часть 2. АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ПРОЦЕССОВ

<i>Барабанов Г. П., Аникеева Н. Н.</i> Компьютерное проектирование цикловых логических систем автоматического управления.....	62
<i>Барабанов Г. П., Барабанов В. Г., Лупушор И. И.</i> Автоматизация контроля герметичности газовой трубопроводной арматуры.....	65
<i>Гданский Н. И., Карпов А. В., Саитова Я. А.</i> Интерполирование траектории при управлении системой с одной степенью свободы.....	68
<i>Гданский Н. И., Карпов А. В., Саитова Я. А., Самойлов В. Г.</i> Адаптивное моделирование внешней нагрузки на приводе вращательного движения.....	70
<i>Гранченко Д. В.</i> Аналитическое исследование вибрационной обработки нежестких валов.....	72
<i>Дудкин Е. В., Поступаева С. Г., Симонова И. Э.</i> Работоспособность твердосплавного инструмента на автоматическом металлорежущем оборудовании.....	74
<i>Кесоян А. Г., Склянкина Т. Н.</i> Оптимальная стратегия формирования деталей из разноразмерного пруткового материала.....	75
<i>Корзин В. В., Горюнов В. А., Бурков Ю. Г.</i> Измерение расхода и температуры струйным измерителем.....	77
<i>Кулагин Р. Н.</i> Анализ конструкций тихоходных генераторов с постоянными магнитами...	79
<i>Кухтик М. П., Сердобинцев Ю. П.</i> Математическое моделирование процесса нагрева слябов в методической печи.....	80
<i>Макаров А. М.</i> Расчет рычажных устройств на усилия захвата нежесткой тары.....	83
<i>Матлин М. М., Мозгунова А. И., Фролова А. И.</i> Оперативное определение пластической характеристики металла при расчете остаточного ресурса металлоизделий.....	85
<i>Плотников А. Л., Мустафаев Э. И., Шмаров А. А.</i> Проблемы обеспечения расчетной точности токарной обработки в САПР ТП и методы их решения.....	87
<i>Плотников А. Л., Шевченко С. М., Колупаев И. Н., Дитиненко С. А.</i> Моделирование толщины упрочненного слоя стали в процессе импульсных отделочных обработок.....	91
<i>Плотников А. Л., Шевченко С. М., Колупаев И. Н., Дитиненко С. А.</i> Стабильность структурообразования стали при алмазно-искровом шлифовании (АИШ).....	92
<i>Поляков В. С., Поляков С. В.</i> Представление нейрона композицией графов, заданных матрицей инцидентора.....	94
<i>Поляков В. С., Поляков С. В.</i> Представление сети Петри матрицей инцидентора.....	97
<i>Смирнова Е. Н., Крылов Е. Г.</i> Проблема автоматизированного проектирования технологических процессов с учетом технологической наследственности.....	100
<i>Трегуб А. Ю., Берсенева П. В., Крылов Е. Г.</i> Обеспечение поддержки принятия решений в автоматизированных системах управления технологическими процессами.....	102
<i>Яковлев А. А., Чибисов А. В., Кравченко С. А.</i> Экспертная оценка эффективности конструкций проектируемых технологических лазеров на стадии технического предложения.....	105
<i>Головкин В. В., Дружинина М. В., Трусов В. Н.</i> Исследование влияния вынужденных ультразвуковых колебаний на крутящий момент при нарезании резьбы метчиком.....	108
<i>Ромашкина О. В.</i> Определение напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя при нарезании наружных резьб с ультразвуковыми колебаниями.....	110

## ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.9.048.6

*С. И. Аганов*

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ УГЛОВ ЧЕРВЯЧНО-МОДУЛЬНЫХ ФРЕЗ ПРИ УЛЬТРАЗВУКОВОМ РЕЗАНИИ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: Stanki@VSTU.ru

В данной статье предлагается расчет минимально допустимых значений задних углов червячно-модульных фрез, исключающих затираание в процессе нарезания мелко модульных зубчатых колес.

*Ключевые слова:* ультразвуковые колебания, зубофрезерование мелко модульных зубчатых колес.

This article is devoted to the calculation of minimally admissible value of the back angle of a hob that prevents processing of small-moduled gears from sticking.

*Keywords:* ultrasonic vibrations, milling of small-moduled gears.

Обработка резанием с введением ультразвуковых колебаний в зону резания характеризуется, как и при обычном резании, положениями передних и задних рабочих углов относительно неизменных величин – углов заточки. Исследованиями по определению фактических значений передних и задних углов режущих инструментов занимался ученый В. Н. Подураев [1], он установил, что при непрерывном процессе резания ( $K_V = 0-1$ ) даже при отрицательном значении заднего угла инструмента его затираания по задней поверхности инструмента не будет, так как фактическое текущее значение заднего угла при ультразвуковом резании будет меньше угла заточки.

При резания ( $K_V = 1$ ) на узкой части периода колебаний задний угол резко возрастает до  $90^\circ$ , т. е. его значения становятся гораздо больше угла заточки, и на этой части периода происходит затираание инструмента по задней поверхности, что и подтверждается нашими исследованиями.

Процесс прерывистого резания осуществляется за счет изменения скоростей ( $K_V > 1$ ) за один проход колебаний состоит из двух частей:

- участок резания;
- участок прекращения контакта инструмента со стружкой.

При любых режимах резания и колебаний отрыв инструмента наступает в момент, когда скорость движения инструмента относительно

обрабатываемой заготовки равна нулю, а скорость резания на входе может быть разной, ее величина зависит от соотношения  $V_{узк}/V_{рез}$ .

При зубофрезеровании с использованием ультразвуковых колебаний имеется сочетание четырех простых движений: вращение инструмента, вращение заготовки, поступательное движение подачи и ультразвуковые колебания вдоль заготовки. Основными особенностями процесса зубофрезерования с использованием ультразвуковых колебаний резания являются:

- сохранение постоянными в первом приближении размеров продольного и поперечного сечений срезаемого слоя;
- зависимость колебаний скоростей резания за один период вращения от применения ультразвуковых колебаний в большом диапазоне и значительное превышение их значения от традиционной скорости резания [2];
- наличие микропрофиля обработанной поверхности, мало отличающегося от профиля поверхности, получаемого при традиционном резании.

Изменения в значительных диапазонах скоростей обработки зубчатых колес приводят к качественному изменению процесса резания, когда операции, характеризующиеся непрерывным процессом резания могут выполняться с прерывистым резанием, это имеет место в том случае, когда будет происходить отрыв передней поверхности инструмента от материала заготовки.

Зависимость минимального необходимого заднего угла от соотношения скорости ультразвуковых колебаний и скорости резания [1] определяется зависимостью:

$$\alpha_{\min} = \arctg \frac{\frac{S}{V_{\text{рез}}}}{(1 - K_v)}, \text{ град}, \quad (1)$$

где  $S$  – осевая подача, мм/с;  $K_v = \frac{V_{\text{узк}}}{V_{\text{рез}}}$  – скоро-

стной коэффициент;  $V_{\text{рез}}$  – скорость резания;  $V_{\text{узк}}$  – скорость ультразвуковых колебаний.

Для рациональной эксплуатации режущего инструмента определим предельные режимы амплитуды вибрации, исходя из условия, что минимально допустимый задний угол равен нулю, используя формулу

$$\xi = \frac{n \cdot d}{120 \cdot f},$$

где  $d$  – диаметр червячно-модульной фрезы, мкм;  $n$  – число оборотов червячно-модульной фрезы, об/с;  $f$  – частота колебаний на торце заготовки, Гц.

Анализ зависимости (1) показывает, что при традиционной обработке минимальный задний угол, исключающий затираание, очень мал и определяется кинематическим углом, обусловленным скоростным коэффициентом.

Подставляя фактические значения процесса зубофрезерования при  $d = 40$  мм,  $f = 18000$  Гц и скоростей резания в диапазоне  $V = 0,48$ – $0,84$  м/с, рассчитаем максимальное значение амплитуды колебаний, данные сведем в табл. 1.

Таблица 1

**Максимальные значения амплитуды колебаний процесса зубофрезерования при различных скоростях резания исходя из условия, что минимально допустимый задний угол равен нулю**

$V_{\text{рез}}, \text{ м/с}$	0,48	0,52	0,66	0,84
$n, \text{ мин}^{-1}$	230	248	315	400
$\xi_{\max}, \text{ мкм}$	4,24	4,59	5,83	7,42

Увеличение скоростного коэффициента увеличивает значения заднего угла и только в об-

ласти значений, близких к единице, задний угол резко возрастает до  $90^\circ$ , но эта область очень узка (см. табл. 2). Момент перехода непрерывного резания в прерывистое определяется соотношением:

$$\frac{V_{\text{узк}}}{V_{\text{рез}}} = 0 \dots 1 \text{ – непрерывное резание;}$$

$$\frac{V_{\text{узк}}}{V_{\text{рез}}} > 1 \text{ – прерывистое резание.}$$

В процессе работы при введении ультразвуковых колебаний в зону резания углы режущего инструмента изменяются, поэтому необходимо определить рабочие углы зуба червячно-модульной фрезы при непрерывном резании с амплитудой ультразвуковых колебаний 4–6 мкм. Минимальное значение рабочего заднего угла  $\alpha_{t\min}$  определяется зависимостью:

$$\alpha_{t\min} = \alpha - \alpha_{\min} \text{ или } \alpha_{t\min} = \alpha - \arctg \frac{S_0}{V_{\text{рез}}(1 - K_v)},$$

где  $\alpha_{t\min}$  – минимальное значение рабочего заднего угла зуба червячно-модульной фрезы;  $\alpha$  – угол заточки инструмента,  $\alpha = 10$ – $12^\circ$ ;  $\alpha_{\min}$  – минимальный угол заточки инструмента, исключающий при резании с ультразвуковыми колебаниями затираание по главной задней поверхности, град.

Зубофрезерование с введением ультразвуковых колебаний в зону резания производилось на скоростях резания в диапазоне 0,48–0,84 м/с, подачей 0,5 мм/об, амплитудами колебаний 4–6 мкм и  $\alpha = 10$ – $12^\circ$ . Расчет произведем при минимальных значениях амплитуды колебаний 4 мкм и заднего угла  $\alpha = 10^\circ$  в зависимости от фактических режимов обработки и результаты сведем в табл. 2.

Изменение переднего угла при врезании с введением ультразвуковых колебаний в зону резания не вызывает качественных изменений процесса обработки, как это делает изменение задних углов, поэтому исследования по определению рабочих передних углов в данной работе не проводились.

Таблица 2

**Минимальное значение рабочего заднего углов зависимости от режимов обработки**

Скорость резания, м/с	Амплитуда колебаний, мкм	Скорость ультразвуковых колебаний, м/с	Скоростной коэффициент	$\alpha_{\min}$ , град	$\alpha_{t\min}$ , град
0,48	4	0,46	0,96	$4^034'$	$3^026'$
0,52	4	0,46	0,88	$2^043'$	$5^017'$
0,66	4	0,46	0,69	$0^043'$	$7^017'$
0,84	4	0,46	0,54	$0^003'$	$7^057'$

Анализ зависимости изменения рабочего заднего угла от скорости резания показывает, что рабочий задний угол монотонно увеличивается, с повышением скорости резания, это объясняется тем, что во всем диапазоне скоростей весь процесс находится в зоне непрерывного резания. Данная зависимость имеет хорошую корреляцию с зависимостью шероховатости эвольвентных поверхностей зубьев колеса при зубофрезеровании от скорости резания), что доказывает правильность наших рассуждений.

Зависимость  $\alpha_{t\min}$  от скорости резания в диапазоне от 0,48 м/с до 0,84 м/с при  $m = 0,8$  мм,  $S_0 = 0,5$  мм/об имеет вид:

$$\alpha_{t\min} = -45,941 V^2 + 72,915 V - 123,369.$$

С учетом ранее проведенных исследований по определению шероховатости эвольвентных поверхностей зубьев колес построим график изменения шероховатости поверхности от изменения рабочего заднего угла (рис. 1).

Зависимость шероховатости эвольвентных поверхностей зубьев колеса при зубофрезеровании от рабочего заднего угла в диапазоне от 0,48 м/с до 0,84 м/с,  $S_0 = 0,5$  мм/об имеет вид: при  $m = 0,8$  мм

$$R_a = -0,009 \alpha_{t\min 2} + 0,092 \alpha_{t\min} + 0,390;$$

при  $m = 1,2$  мм

$$R_a = -0,019 \alpha_{t\min 2} + 0,203 \alpha_{t\min} + 0,387.$$

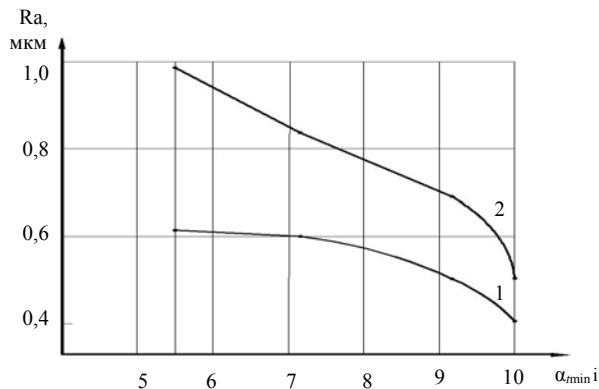


Рис. 1. Зависимость шероховатости эвольвентных поверхностей зубьев колеса при зубофрезеровании от рабочего заднего угла:

заготовка – сталь 40Х, инструмент – червячно-модульная фреза Р6М5,  $\alpha = 8^\circ$ ,  $V = 0,48-0,84$  м/с,  $S_0 = 0,5$  мм/об,  $\xi = 4$  мкм; 1 –  $m = 0,8$  мм с УЗК, 2 –  $m = 1,2$  мм с УЗК

Непрерывная обработка резанием с ультразвуковыми колебаниями возможна во всем диапазоне  $V_{узк}/V_{рез}$ , кроме значений, близких к единице, когда переходный процесс переходит к прерывистому резанию. Наши исследования показали, что переходный процесс находится в диапазоне значений  $V_{узк}/V_{рез}$  от 0,985 до 1,015.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Подураев, В. Н. Обработка резанием с вибрациями / В. Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1970. – 350 с.
2. Агапов, С. И. Нарезание зубчатых колес с использованием ультразвука: монография / С. И. Агапов, Ю. И. Сидякин. – Волгоград, ИУНЛ ВолгГТУ, 2010. – 148 с.

УДК 65.0 (07)

**С. Ю. Быков, Ю. М. Быков**

#### МЕТОДЫ УМЕНЬШЕНИЯ ВРЕМЕНИ ПЕРЕНАЛАДКИ МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ.

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: techmash@vstu.ru

Рассматриваются методы, направленные на снижение времени переналадки оборудования при запуске в производство партии изделий.

**Ключевые слова:** переналадка, оборудование.

The article presents methods to reduce readjusting time machine-tool when they start to process new batch.

**Keywords:** readjusting, machine-tool.

Одной из оптимизационных производственных задач является задача определения объема партии запуска деталей в производство. Размер партии влияет на величину незавершенного производства и уровень запасов, на производительность технологического оборудования, на уровень производственных затрат. Основные факторы, влияющие на размер партии запуска –

затраты на хранение изготовленных деталей и затраты, связанные с переналадкой оборудования. С увеличением размеров партии запуска, затраты на переналадку оборудования уменьшаются, а на хранение деталей – увеличиваются. Существуют различные методы определения оптимальных размеров партий, например, метод наименьших общих затрат, метод наи-

меньших удельных затрат [1]. Однако в современных системах управления производством акцент делается на минимизацию размеров партии запуска (система «точно вовремя»). Это не только сокращает затраты на хранение, но и способствует повышению гибкости производства, качества продукции, ответственности персонала [2]. При этом особое значение приобретают методы, направленные на устранение всевозможных потерь в ходе производства, в том числе и потерь, связанных с переналадкой оборудования. Наиболее известным подходом является концепция «бережливого производства» (lean production). Как было показано в [3], одним из условий внедрения «бережливого производства» является сокращение времени переналадки технологического оборудования. Для этого используются методы SMED.

SMED – это методика переналадки технологического оборудования для перехода от производства одного вида продукции к другому за максимально короткое время. Методология SMED была разработана во второй половине XX в. С. Синго во время его работы на японских предприятиях, в том числе на Тойоте [4].

Методы SMED позволяют сократить подготовительно-заключительное время в несколько раз и осуществлять переход от производства одного изделия к другому в кратчайшее время (дословно SMED (Single Minute Exchange of Die) переводится как «смена штампов за несколько минут»).

С. Синго [4] выделяет следующие этапы SMED.

1. Разделение всех действий, совершаемых

при переналадке на внутренние и внешние. Под внутренними понимаются действия, выполняемые при отключенном оборудовании (не выполняющем обработку), под внешними – выполняемые во время работы оборудования.

2. Преобразование (по возможности) внутренних действий во внешние. Многие действия могут выполняться в ходе работы оборудования (транспортировка и подготовка заготовок, режущего инструмента и т. п.).

3. Упрощение всех действий, выполняемых при переналадке (в первую очередь упрощение внутренних действий, которые не могут быть переведены во внешние).

При этом этапы 2 и 3 могут проводиться одновременно.

Несмотря на разнообразие действий, совершаемых при переналадке и зависящих от вида операции, используемого оборудования, обрабатываемых деталей, переналадку оборудования можно разделить на следующие этапы [4]:

1) подготовка, проверка, транспортировка заготовок, и технологической оснастки к рабочему месту;

2) замена приспособлений, инструмента и другой технологической оснастки;

3) установка режимов обработки;

4) пробные проходы и корректировка режимов обработки.

Можно выделить следующие действия, выполняемые при переналадке металлообрабатывающего оборудования (таблица). При этом, по своей природе, они относятся либо к внутренним, либо к внешним действиям.

**Действия, выполняемые при переналадке технологического оборудования**

Действия, выполняемые при переналадке	Внутренние	Внешние
1. Транспортировка заготовок к рабочему месту, проверка комплектности и т. п.	–	+
2. Транспортировка режущего и измерительного инструмента, приспособлений, другой технологической оснастки, технологической документации к рабочему месту	–	+
3. Снятие приспособления	+	–
4. Снятие режущего инструмента	+	–
5. Установка приспособления	+	–
6. Установка режущего инструмента	+	–
7. Установка режимов обработки	+	–
8. Настройка оборудования (пробные проходы и корректировка режимов)	+	–

Следует отметить, что применение оборудования с числовым программным управлением (ЧПУ) и групповых технологических процессов позволяют исключить или существенно

уменьшить время выполнения внутренних действий, связанных с переналадкой. Также возможно применение ряда организационно-технических мер для исключения или сокращения



длительности действий по переналадке, в частности:

- применение инструментальных магазинов достаточной емкости и универсального режущего инструмента позволит исключить действия 4 и 6 в таблице;

- применение универсальных или переналаживаемых приспособлений позволит исключить действия 3 и 5 или уменьшить их длительность;

- параллельная замена приспособлений и режущего инструмента с привлечением дополнительных рабочих на переналадку позволит уменьшить время выполнения действий 3, 4, 5 и 6.

- применение оборудования с ЧПУ позволит исключить действия 7 и 8.

Для отдельных типов оборудования можно упростить или перенести во внешние, действия 3–6.

Конечно, приведенные предложения являются ориентировочными и требуют конкретной проработки с учетом видов технологических операций, оборудования, инструментов. Но действия, связанные с уменьшением затрат на переналадку оборудования позволят уменьшить размеры партий запуска и повысить эффективность производства.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Производственный и операционный менеджмент / Чейз Ричард, Б. Эквילайн, Николас Дж., Якобе, Роберт, Ф., 8-е изд.: пер. с англ. – М.: Вильямс, 2004. – 704 с.
2. Гемба кайдзен: Путь к снижению затрат и повышению качества / Масааки Имаи; пер. с англ. – М.: Альпина Бизнес Букс, 2005. – 346 с.
3. Быков, С. Ю. Повышение эффективности сборочного производства / С. Ю. Быков, Ю. М. Быков // Сборка в машиностроении, приборостроении, №2, 2010. – С. 16–19.
4. Синго, С. Быстрая переналадка: Революционная технология оптимизации производства / С. Синго. – М.: Альпина Бизнес Букс, 2006. – 344 с.

УДК 621.791.019:669.788

*Н. И. Егоров*

### ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ДЛЯ УДАЛЕНИЯ ОСТАТОЧНОГО ВОДОРОДА ПОСЛЕ ЧИСТОВОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ С НАВОДОРАЖИВАНИЕМ

Волгоградский государственный технический университет

(E-mail: egorov\_ni@mail.ru)

Проведены исследования по определению параметров термической обработки деталей для удаления остаточного водорода после чистовой механической обработки.

*Ключевые слова:* термообработка, диффузия, остаточный водород, шероховатость, твердость.

*The studies conducted to determine the parameters of the heat treatment details for removing of residual hydrogen after finishing machining.*

*Keywords:* heat treatment, diffusion, residual hydrogen, roughness, hardness.

Известно, что [1] обрабатываемый материал и его структура оказывает существенное влияние на характер и высоту неровностей обработанной поверхности. Более вязкие и пластичные материалы, склонные к пластическим деформациям дают при обработке резанием грубые и шероховатые поверхности. Установлено, что с увеличением твердости обрабатываемого материала высота шероховатости снижается. При этом одновременно уменьшается зависимость высоты шероховатости от скорости резания и при твердости 500 НВ влияние скорости почти отсутствует. Известно повышение твердости стали путем электролитического насыщения водородом при комнатной температуре [2]. Это недорогой метод повышения твердости, при котором отсутствуют деформации и можно обрабатывать детали в широком диапа-

зоне скоростей резания, добиваясь высокого качества поверхности. Недостаток этого метода в наличии остаточного водорода после механической обработки, который снижает эксплуатационные механические свойства деталей. В целях исключения недопустимого остаточного водорода деталям проводят термообработку для удаления остаточного водорода.

Для отработки технологии термической обработки необходимо определить ее минимально допустимую температуру и время выдержки при этой температуре. Чрезмерное увеличение температуры и времени выдержки термообработки приводит к недопустимой деформации деталей, укрупнению зерен структуры и охрупчиванию их границ. Это потребует дополнительной чистовой механической обработки и кроме того снижает прочность и пластичность

металла. Недостаточная температура и время выдержки термообработки приводит к неполному удалению остаточного водорода.

Для определения температуры и времени выдержки термообработки проведены исследования температурной зависимости десорбции и диффузии водорода в различных сталях.

Для исследования параметров выхода остаточного водорода из металла использовалась вакуумная установка для газового анализа при различных температурах [3].

Для исследования параметров процесса выхода остаточного водорода из образца применили метод ступенчатого нагрева от 100 до 1000 °С с последующим плавлением с шагом в 100 °С. При каждой температуре производили выдержку до полного удаления водорода из образцов [4].

Полученные результаты по выходу диффузионного водорода из образцов, перешедшего в эту форму из остаточного водорода, приведены на рис. 1.

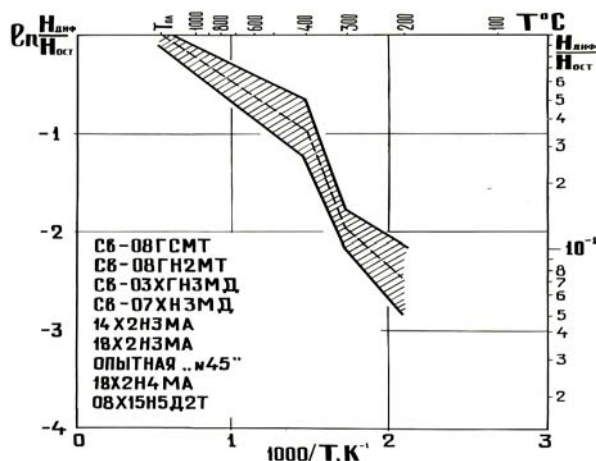


Рис. 1. Температурная зависимость относительного перехода остаточного (растворенного) водорода в диффузионный для различных сталей при нагреве ( $H_{\text{диф}}/H_{\text{ост}}$ ):

$H_{\text{диф}}$  — часть остаточного водорода, перешедшего в диффузионный при данной температуре;  $H_{\text{ост}}$  — начальное количество остаточного водорода

Начальное количество растворенного водорода в исследованных сталях находится на уровне 0,5–1,5 см<sup>3</sup>/100 г. Первые порции диффузионного водорода обнаружены при температуре свыше 200 °С (рис. 2). Наибольшее количество растворенного водорода переходит в диффузионный в интервале температур 300...400 °С, поэтому минимальной температурой термической обработки деталей является  $T_{\text{опт}} = 300$  °С.

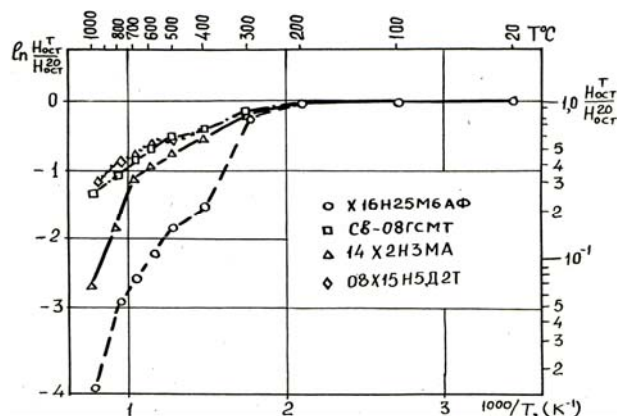


Рис. 2. Температурная зависимость относительного содержания остаточного водорода для сталей различного класса на стадии нагрева:

$H_{\text{ост}}^T$  — количество остаточного водорода при данной температуре;

$H_{\text{ост}}^{20}$  — начальное содержание остаточного водорода

Для определения оптимального времени выдержки термообработки дегазации необходимо определить коэффициент диффузии водорода  $D_H$ . Определение  $D_H$  производили по методу десорбции в вакуум [5]. Перед испытанием образцы насыщали водородом в специальной многоместной электролитической ячейке с платиновым анодом.

По данным скорости выхода водорода вычислялся коэффициент диффузии водорода  $D_H$  по формулам [6]:

а) для цилиндрических образцов:

$$D_H = \frac{R^2}{\mu_i^2 t} \ln \frac{Q_0}{Q}, \quad (1)$$

где  $R$  — радиус образца;  $\mu_i = 5,78$ ;  $Q_0$  — начальное количество водорода в образце;  $Q$  — оставшееся количество водорода ко времени  $t$ .

б) для плоских образцов:

$$D_H = \frac{4h^2}{\pi^2 t} \ln \frac{8Q_0}{\pi^2 Q}, \quad (2)$$

где  $2h$  — толщина образца.

Определена температурная зависимость  $D_H$  для сталей различного химического состава (таблица).

Исследовались следующие стали: Ст.3, 14Х2НЗМА, 18Х2НЗМА, 18Х2Н4МА, 08Х15Н5Д2Т, АК45 и 40ХН. Исследуемые стали относятся к феррито-перлитному, перлитному, бейнитному, мартенситостареющему и аустенитному структурным классам.

Исследовалось изменение температурной зависимости коэффициента диффузии водорода для сталей различного структурного класса, которые приведены на рис. 3. В  $\alpha$ -области для

феррито-перлитных и бейнитных сталей температурная зависимость  $D_H$  не имеет монотонного характера. В области 200–100 °С наблюдается перегиб в температурной зависимости, кото-

рый, по-видимому, связан с молекулярной диффузией водорода в микропорах, приводящей к локализации напряжений и концентрации водорода, препятствующей диффузии водорода

Параметры температурной зависимости коэффициента диффузии водорода  $D_H = D_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{T}\right)$ ,

где  $T$  – температура, К

Марка стали	$\gamma$ – Fe		$\alpha$ – Fe ( $T > 200$ °С)		$\alpha$ – Fe ( $T < 200$ °С)	
	$D_0$	$Q$	$D_0$	$Q$	$D_0$	$Q$
Ст.3	$5,30 \cdot 10^{-3}$	5130	$1,07 \cdot 10^{-4}$	990	$3,51 \cdot 10^{-2}$	3080
18Х2Н3МА	$2,70 \cdot 10^{-4}$	2830	$6,13 \cdot 10^{-5}$	1110	$8,67 \cdot 10^{-4}$	2220
18Х2Н4МА	$1,15 \cdot 10^{-3}$	4280	$1,11 \cdot 10^{-3}$	2720	$5,28 \cdot 10^{-5}$	1150
14Х2Н3МА	$2,75 \cdot 10^{-4}$	2670	$5,53 \cdot 10^{-4}$	2430	$4,54 \cdot 10^{-5}$	1230
АК-45	$1,11 \cdot 10^{-3}$	4280	$5,63 \cdot 10^{-3}$	3750	$8,72 \cdot 10^{-6}$	730
08Х15Н5Д2Т	$5,06 \cdot 10^{-4}$	3590	–	–	$1,01 \cdot 10^{-4}$	1980
40ХН	$3,71 \cdot 10^{-4}$	2500	$6,44 \cdot 10^{-5}$	1070	$6,34 \cdot 10^{-2}$	3750

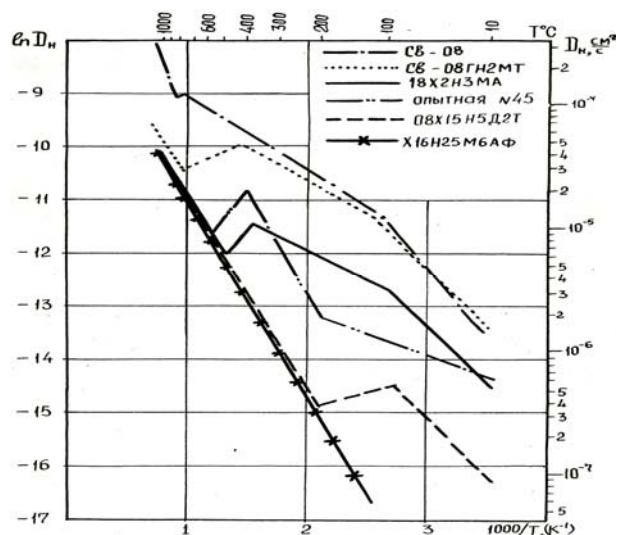


Рис. 3. Сопоставление температурной зависимости коэффициента диффузии водорода для сталей различных структурных классов

По приведенным результатам температурной зависимости коэффициента диффузии для сталей различных структурных классов можно посчитать время выдержки  $t_{T.O}$  при термической обработке деталей для удаления остаточного водорода по расчетной формуле для определения коэффициента диффузии [5]:

$$D_H = \frac{R^2}{\mu_1^2 t} \ln \frac{Q_0}{Q},$$

где  $R$  – радиус образца (см);  $\mu_1^2 = 5,78$ ;  $Q_0 = 1,5$  см<sup>3</sup>/100 г – начальное количество водорода в

образце;  $Q = 0,05$  см<sup>3</sup>/100 г оставшееся количество водорода ко времени  $t$ ;

$$t = \frac{R^2}{5,78 \cdot D_H} \ln \frac{1,5}{0,05} = 0,588 \frac{R^2}{D_H}.$$

Учитывая то, что наводороживание деталей производится не на всю глубину детали, а на величину номинального (расчетного) припуска, можно в этой формуле заменить  $R$  на  $Z$ :

$$t_{T.O} \geq 0,588 \frac{Z^2}{D_H} \quad (3)$$

где  $Z$  – номинальный (расчетный) припуск на сторону круглой детали, см;  $D_H$  – коэффициент диффузии водорода при температуре термической обработки, см<sup>2</sup>/с.

Например, для круглой детали диаметром  $D = 50$  мм с номинальным припуском на сторону  $Z = 0,05$  см из стали Ст.3 при температуре термической обработки  $T = 300$  °С коэффициент диффузии водорода  $D_H = 2,05 \cdot 10^{-5}$  см<sup>2</sup>/с. Тогда время выдержки при термической обработке

$$t_{T.O} \geq 0,588 \frac{0,05^2}{2,05 \cdot 10^{-5}} = 72 \text{ с или } 1,2 \text{ мин.}$$

## Выводы

1. Для исключения вредного влияния остаточного водорода на эксплуатационные свойства деталей предложено проводить термическую обработку для его удаления после чистовой механической обработки.

2. Для определения минимальной температуры термообработки проведено исследование температурной зависимости выхода из стали остаточного водорода. Установлено, что первые порции водорода выделяются при 200 °С. Наибольшее количество водорода выделяется в интервале температур 300–400 °С. Предложена минимальная температура термической обработки 300 °С.

3. Для определения оптимального времени выдержки термообработки определялась температурная зависимость коэффициента диффузии водорода для ряда сталей. Предложена формула (3) для расчета времени выдержки в зависимости от коэффициента диффузии и номинального припуска на обработку.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Маталин, А. А. Технология машиностроения / А. А. Маталин: СПб. – М. – Краснодар, 2008. – 234 с.
2. Галактионова, Н. А. Водород в металлах / Н. А. Галактионова. – М.: Металлургия, 1967. – 250 с.
3. Определение коэффициента диффузии водорода в условиях сварочного термического цикла / Э. Л. Макаров [и др.] // МитОМ. – 1981. – № 7. – С. 56–58.
4. Исследование параметров процесса перехода остаточного водорода в диффузионный на стадии нагрева термического цикла сварки / Н. И. Егоров // Известия Волгоградского государственного технического университета: межвуз. сб. науч. ст. № 11(59) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2009. – С. 148–150.
5. Герцикен, С. Д. Диффузия в металлах и сплавах в твердой фазе / С. Д. Герцикен, И. Я. Дехтяр. – М.: Физматиздат, 1960. – С. 564.

УДК 621.791.019:669.788

*Н. И. Егоров*

#### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВРЕМЕНИ КАТОДНОГО НАВОДОРАЖИВАНИЯ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ВЫСОТЫ НЕРОВНОСТЕЙ ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: egorov\_ni@mail.ru

Проведены исследования по определению времени катодного наводороживания на глубину проникновения водорода. Результаты исследований предложено использовать для снижения высоты неровностей обрабатываемой поверхности при минимальных затратах.

*Ключевые слова:* диффузия, водород, шероховатость, твердость.

The studies were conducted to determine time of cathode hydrogenation on the depth of hydrogen penetration. The results of the studies may be used to reduce roughness height of handled surface with minimum cost.

*Keywords:* diffusion, hydrogen, roughness, hardness.

Известно, что [1] обрабатываемый материал и его структура оказывает существенное влияние на характер и высоту неровностей обработанной поверхности. Более вязкие и пластичные материалы, склонные к пластическим деформациям дают при обработке резанием грубые и шероховатые поверхности. Установлено, что с увеличением твердости обрабатываемого материала высота шероховатости снижается. При этом одновременно уменьшается зависимость высоты шероховатости от скорости резания и при твердости 500 НВ влияние скорости почти отсутствует. Поэтому рекомендуется производить термообработку конструкционных сталей, повышающую их твердость. Недостаток этого метода в том, что при термической обработке детали деформируются, что приводит к увеличению операционного припуска и повышению себестоимости обработки. Но повысить твердость материала можно путем электролитического насыщения водородом при

комнатной температуре [2]. Это недорогой метод повышения твердости, при котором отсутствуют деформации и можно обрабатывать детали в широком диапазоне скоростей резания при высоком качестве поверхности. Водород значительно понижает пластичность стали, если его содержание в металле превышает 2 см<sup>3</sup>/100 г. Но отрицательное влияние водородной хрупкости отмечено при работе металла в условиях циклического нагружения. Поэтому при электролитическом наводороживании для снижения высоты шероховатости необходимо, чтобы водородное охрупчивание проявлялось в пределах припуска на обработку. Для определения глубины проникновения водорода в металл необходимо определить коэффициент диффузии водорода в сталях.

Определение  $D_H$  производили по методу десорбции в вакуум [3]. Перед испытанием образцы насыщали водородом в специальной электролитической ячейке с платиновым анодом (рис. 1).

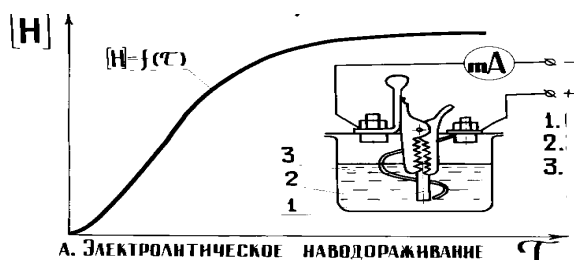


Рис. 1. График зависимости концентрации водорода от времени наводороживания и схема электролитической установки: 1 – образец; 2 – электролит; 3 – платиновый анод

В качестве электролита использовали 0,1н. р-р  $H_2SO_4 + 0,5$  г/литр тиомочевины. Плотность тока наводороживания составляла  $0,75 \text{ mA/cm}^2$ . Для исследования параметров выхода растворенного водорода из металла использовалась вакуумная установка для газового анализа при различных температурах (рис. 2) [4]. При создании установки использовались узлы эксхолографа швейцарской фирмы «Бальцерс». В верхней части установки располагается капсульная печь 1. Пока печь открыта, работает форвакуумный насос 3 (рис. 2), и в системе создается предварительный вакуум. Когда печь закрывается, автоматически включается газосборочный насос 4, и в печи создается вакуум  $8 \times 10^{-3}$  мм. рт. ст. По истечении 60 с, клапан V2 закрывается, включается нагрев печи, и образец нагрева-

ется до исследуемой температуры. Нагрев тигля осуществляется в пределах  $100\text{--}2000^\circ\text{C}$ . Выделившиеся газы отсасываются газосборочным насосом 4 и транспортируются в газосборник 5. После окончания нагрева клапаны V1 и V8 закрываются и открываются клапаны V4 и V7. Газоноситель (Ar) из баллона через редуктор, захватывая собранную газовую смесь, транспортирует ее на хроматограф 6. Клапан V8 служит для выравнивания потоков газа через рабочую и сравнительную колонки хроматографа. Клапан V3 служит для нарушения вакуума после анализа.

По данным скорости выхода водорода вычислялся коэффициент диффузии водорода  $D_H$  по формулам [3]:

а) для цилиндрических образцов:

$$D_H = \frac{R^2}{\mu_i^2 t} \ln \frac{Q_0}{Q}, \quad (1)$$

где  $R$  – радиус образца;  $\mu_i^2 = 5,78$ ;  $Q_0$  – начальное количество водорода в образце;  $Q$  – оставшееся количество водорода ко времени  $t$ .

б) для плоских образцов:

$$D_H = \frac{4h^2}{\pi^2 t} \ln \frac{8Q_0}{\pi^2 Q}, \quad (2)$$

где  $2h$  – толщина образца.

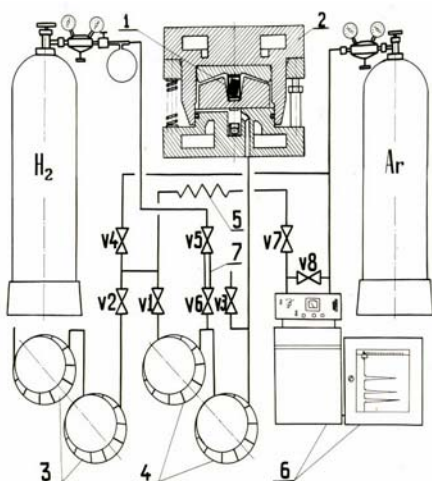


Рис. 2. Принципиальная схема и внешний вид вакуумной установки для анализа экстрагированного газа: 1 – образец; 2 – вакуумная печь; 3 – форвакуумный насос; 4 – газосборочный насос; 5 – газосборник; 6 – газовый хроматограф; 7 – калиброванный объем

Проведены исследования  $D_H$  для сталей различного химического состава. Исследовались стали Ст.3, 14X2H3MA, 18X2H3MA, 18X2H4MA, 08X15H5D2T, АК45 и 40ХН. Исследуемые стали относятся к феррито-перлитному, перлитному, бейнитному, мартенситостареющему и аустенитному структурным классам.

Для сталей бейнитного класса температурный интервал фазового превращения находится в диапазоне  $500\text{--}400^\circ\text{C}$ . Ниже  $100^\circ\text{C}$  отмечен перегиб, связанный с несовершенствами структуры (рис. 3). В области  $\alpha$ -структуры отмечено резкое изменение характера зависимости от химического состава стали. Можно отметить су-



щественное различие  $D_H$  при температуре 400 и 200 °С. В зависимости от химического состава стали изменяется и общий характер зависимости.

В  $\gamma$ -области характер прямых зависит от степени легирования. С увеличением общего количества легирующих элементов значение  $D_H$  уменьшается для соответствующих температур. Температурная область полиморфного превращения для сталей различного структурного класса находится в диапазоне различных температур. При комнатной температуре коэффициент диффузии для исследованных сталей бейнитного класса находится на одном уровне (таблица).

Для сталей мартенсито-стареющего класса  $\alpha$ -область недостаточно изучена, так как исследуемый интервал температур не охватывает полностью диапазон полиморфного превращения.

По приведенным результатам температурной зависимости коэффициента диффузии для сталей различных структурных классов можно посчитать необходимое время выдержки  $t_H$

электролитического наводороживания на глубину операционного припуска по формуле

$$t_H \geq 0,280 \frac{Z^2}{D_H}; \text{ с.}$$

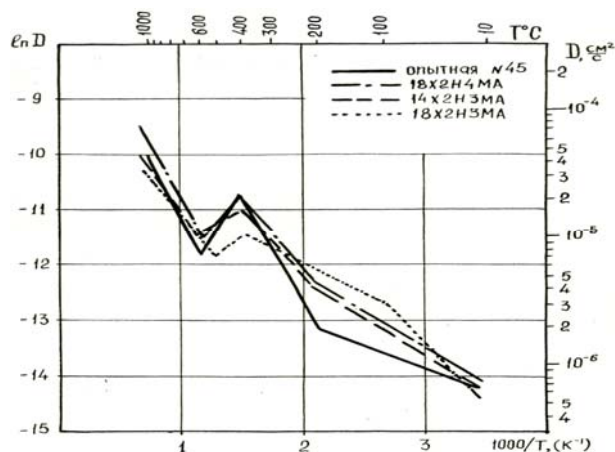


Рис. 3. Температурная зависимость коэффициента диффузии водорода для сталей бейнитного класса на стадии охлаждения

Параметры температурной зависимости коэффициента диффузии водорода  $D_H = D_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{T}\right)$ ,

где  $T$  – температура, К

Марка стали	$\gamma$ – Fe		$\alpha$ – Fe ( $T > 200$ °С)		$\alpha$ – Fe ( $T < 200$ °С)	
	$D_0$	$Q$	$D_0$	$Q$	$D_0$	$Q$
Ст.3	$5,30 \cdot 10^{-3}$	5130	$1,07 \cdot 10^{-4}$	990	$3,51 \cdot 10^{-2}$	3080
18X2H3MA	$2,70 \cdot 10^{-4}$	2830	$6,13 \cdot 10^{-5}$	1110	$8,67 \cdot 10^{-4}$	2220
18X2H4MA	$1,15 \cdot 10^{-3}$	4280	$1,11 \cdot 10^{-3}$	2720	$5,28 \cdot 10^{-5}$	1150
14X2H3MA	$2,75 \cdot 10^{-4}$	2670	$5,53 \cdot 10^{-4}$	2430	$4,54 \cdot 10^{-5}$	1230
AK-45	$1,11 \cdot 10^{-3}$	4280	$5,63 \cdot 10^{-3}$	3750	$8,72 \cdot 10^{-6}$	730
08X15H5D2T	$5,06 \cdot 10^{-4}$	3590	–	–	$1,01 \cdot 10^{-4}$	1980
40XH	$3,71 \cdot 10^{-4}$	2500	$6,44 \cdot 10^{-5}$	1070	$6,34 \cdot 10^{-2}$	3750

где  $Z$  – номинальный (расчетный) операционный припуск, см;  $D_H$  – коэффициент диффузии водорода при температуре наводороживания  $\text{см}^2/\text{с}$ ;

Например, для стальной детали Ø50 мм из стали Ст.3 при температуре  $T = 20$  °С коэффициент диффузии водорода равен  $D_H = 7,83 \cdot 10^{-6} \text{ см}^2/\text{с}$ . Тогда необходимое время наводороживания при номинальном операционном припуске  $Z = 0,5$  мм будет равно.

$$t_H \geq 0,280 \frac{0,05^2}{7,83 \cdot 10^{-6}} = 89 \text{ с или } 1,5 \text{ мин.}$$

Методика наводороживания и схема электролитической установки приведены на рис. 1.

Полученные результаты можно использовать для технологических рекомендаций по повышению качества обрабатываемой поверхности при высокой производительности обработки и минимальных затратах без отрицательного воздействия водорода.

#### В ы в о д ы

1. Для повышения твердости поверхности и снижения высоты шероховатости при высокой производительности и низкой себестоимости

предложено вместо дорогостоящей термической обработки применять электролитическое наводороживание при комнатной температуре.

2. Для исключения вредного влияния водорода на эксплуатационные свойства детали наводороживание проводить на глубину операционного припуска на обработку.

3. Для определения глубины наводороживания проведено измерение коэффициента диффузии водорода для различных сталей.

4. Приведена формула, методика и пример расчета времени электролитического наводороживания на глубину операционного припуска

для снижения высоты неровностей обрабатываемой поверхности детали.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Маталин, А. А. Технология машиностроения / А. А. Маталин. – СПб. – М. – Краснодар, 2008. – С. 234.
2. Галактионова, Н. А. Водород в металлах / Н. А. Галактионова. – М. : Metallurgia, 1967. – С. 250.
3. Герцикен, С. Д. Диффузия в металлах и сплавах в твердой фазе / С. Д. Герцикен, И. Я. Дехтяр. – М. : Физматиздат, 1960. – С. 564.
4. Определение коэффициента диффузии водорода в условиях сварочного термического цикла / Э. Л. Макаров [и др.] // МиТОМ. – 1981. – № 7. – С. 56–58.

УДК 621.9

*О. Ф. Корпелянский*

### УЛЬТРАЗВУКОВОЕ ПРИСПОСОБЛЕНИЕ ДЛЯ ЗАТОЧКИ ОСЕВОГО ИНСТРУМЕНТА

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: stanki@vstu.ru

В данной статье описаны экспериментальные и теоретические данные по влиянию введения ультразвуковых колебаний в зону резания. А также предложено ультразвуковое приспособления для заточки осевого инструмента.

*Ключевые слова:* шероховатость поверхности, осевой инструмент.

In this article experimental and theoretical data of influence introduction ultrasonic waves in the cutting zone. Also invited to an ultrasound device for sharpening the axial tool.

*Keywords:* roughness of surface, axial tool.

Первые опыты по использованию ультразвуковых колебаний для интенсификации процесса шлифования были выполнены Колуэллом. Изучалось влияние ультразвука на процесс плоского шлифования конструкционных и инструментальных сталей, а также титановых сплавов. Ультразвуковые колебания сообщались образцам малого размера при помощи двухстержневого преобразователя из никеля. При шлифовании закаленной стали (без охлаждения) установлено, что в условиях ультразвуковых колебаний происходит значительное уменьшение высоты микронеровностей (с 1 до 0,4 мкм) [1].

Результаты исследований влияния ультразвуковых колебаний на качество обработанной поверхности при плоском шлифовании дали основания для испытания режущих свойств инструмента, заточенного с применением ультразвуковых колебаний. Опыты показали, что при заточке с ультразвуковыми колебаниями стойкость инструмента значительно увеличивается [2]. Кроме того, при испытаниях резцов, заточенных без колебаний, наблюдается значительно больший разброс экспериментальных точек,

чем при резании резцами, которые были заточены с ультразвуком.

Для проведения заточки осевого инструмента (сверла, зенкера, развертки) с использованием ультразвуковых колебаний, возникает необходимость в разработке приспособления, позволяющего подводить ультразвуковые колебания в зону резания заточного станка. В виду того, что магнитострикционные преобразователи имеют значительно большие габариты (по сравнению с пьезокерамическими) и требуют водяного охлаждения, то для разработки данного приспособления за основу был взят пьезоэлектрический преобразователь [3].

Для заточки спиральных сверл на заточном полуавтомате 3Г653 было разработано приспособление (рис. 1), позволяющее подводить ультразвуковые колебания к рабочей кромке затачиваемого сверла. Оно может использоваться вместо штатного приспособления станка. Предлагаемое приспособление состоит из пьезокерамических пластин 1, являющихся источником механических колебаний, отражающей накладкой 2, препятствующей распростра-

нению колебаний в обратную сторону от инструмента, ультразвукового концентратора 3, посредством которого ультразвуковые колебания

подводятся к затачиваемому инструменту, а также одна из его поверхностей является базовой, при закреплении приспособления в станке.

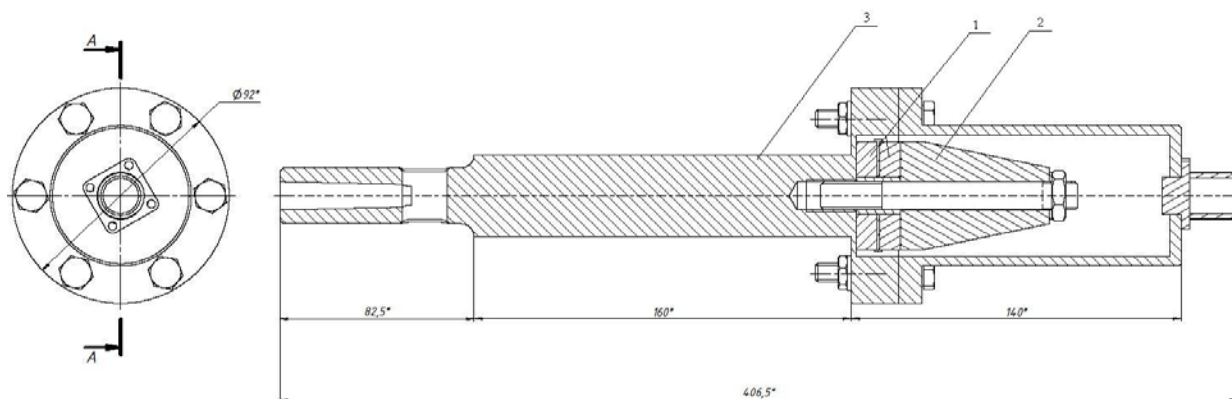


Рис. 1. Ультразвуковое приспособление для заточки осевого инструмента

Очень важно при сборке ультразвукового блока (накладка, пьезокерамические преобразователи, концентратор) обеспечить прочное и плотное соединение поверхностей накладок и пьезоэлементов, для подвода напряжения между пьезокерамическими пластинами устанавливаются прокладки, изготовленные из мягкой отожженной медной фольги. Перед сборкой поверхности в местах соединения тщательно притираются и обезжириваются спиртом

Наиболее прочное соединение всего блока достигается путем стягивания накладки, пьезоэлементов и концентратора при помощи центральной шпильки и гайки, так как именно затяжка во многом определяет амплитуду коле-

баний на торце концентратора инструмента и долговечность шпильки [4].

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Марков, А. И. Ультразвуковая обработка материалов / А. И. Марков. – М. : Машиностроение, 1980. – 237 с.
2. Марков, А. И. Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов / А. И. Марков. – М. : Машиностроение, 1968. – 367 с.
3. Агапов, С. И. Пьезоэлектрический преобразователь: пат. RU 78700 U1 / С. И. Агапов, Ю. И. Сидякин, О. Ф. Корпелянский. – 2008.
4. Агапов, С. И. Повышение эффективности работы пьезоэлектрического ультразвукового преобразователя / С. И. Агапов, О. Ф. Корпелянский // Теплофизические и технологические аспекты управления качеством в машиностроении: труды II Международной научно-технической конференции. – Тольятти, 2008. – С. 38–41.

УДК 621.9.015

*Д. В. Крайнев, А. Р. Ингеманссон, А. Н. Романенко, А. С. Сергеев, Н. Г. Зайцева*

#### ПРОБЛЕМЫ И ЗАДАЧИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ НА АВТОМАТИЗИРОВАННОМ СТАНОЧНОМ ОБОРУДОВАНИИ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: techmash@vstu.ru, app@vstu.ru

Представлены проблемы и особенности создания надежной математической модели для определения параметров качества обработанной поверхности, которую предполагается использовать в режиме автоматизированного расчета режимов резания в современных системах ЧПУ.

**Ключевые слова:** обработка, качество, шероховатость, математическая модель, фактор, автоматизированный расчет, режимы резания, ЧПУ.

The problems and features of creation of reliable mathematical model for definition of quality parameters of the machined surface which is supposed to be used in a mode of the automated calculation of cutting conditions in modern NC systems are presented.

**Keywords:** machining, quality, roughness, mathematical model, factor, automated calculation, cutting conditions, NC.



Одним из критериев эффективности процесса механической обработки является его способность обеспечить качество получаемых поверхностей (в частности шероховатость), соответствующее техническим условиям на изготовление деталей. Обеспечение заданных параметров может быть достигнуто разными способами. Один из них – назначение надежных режимов резания. Особые сложности связаны с этим вопросом в условиях автоматизированного производства, когда режимы обработки должны быть определены, с одной стороны, надежно, с другой – ускоренно на основе оперативной информации из зоны резания. Это может быть реализовано за счет включения соответствующей функции в управляющую систему станка с ЧПУ. Задачей более высокого порядка является не только рациональный, автоматизированный выбор режимов резания, но и их непрерывная коррекция в процессе обработки. Как известно, характер протекания процесса резания непостоянен во времени. Это обстоятельство обусловлено рядом причин. Например, непрерывное изнашивание инструмента во время обработки вызывает изменение температуры, силы резания, геометрических размеров режущего клина, что влияет на качество получаемых изделий (шероховатость, размеры, состояние поверхностного слоя).

Во всех случаях обработки как на автоматизированном, так и на универсальном оборудовании для реализации описанных задач необходима надежная математическая модель, связывающая шероховатость получаемых поверхностей с параметрами обработки, геометрией инструмента, свойствами обрабатываемого и инструментального материалов.

Для анализа существующих моделей формирования параметров шероховатости был изучен ряд работ, в том числе справочно-нормативная литература. Согласно предлагаемым рекомендациям были рассчитаны значения среднего арифметического отклонения профиля Ra. Для этих же условий обработки выполнена экспериментальная проверка надежности расчетного определения величины параметра шероховатости.

В формуле для определения высоты шероховатости обработанной поверхности, приведенной в справочнике [1, с. 32–33], не учитывается изменение скорости резания в широком диапазоне. Эта модель была исключена из исследований, описанных в настоящей работе, так

как известно, что вариация скорости резания определяет изменение интенсивности тепловыделения, сил резания, видов контактного взаимодействия и характера стружкообразования. Представленные факторы в значительной степени предопределяют качество получаемой поверхности.

Зависимости, более полно отражающие связь параметров состояния поверхностного слоя с условиями обработки, приведены в [2, 3]. Согласно рекомендациям [2] среднее арифметическое отклонение профиля Ra (мкм) для полустового и чистового обтачивания наружных поверхностей ( $s = 0,05–0,43$  мм/об;  $v = 71–282$  м/мин;  $r = 0,5–2$  мм;  $\gamma = +4^\circ–(-40^\circ)$ ) [2, с. 101] определяется по формуле

$$Ra = k_0 \frac{s^{k_1} (90^\circ + \gamma)^{k_2}}{\rho^{k_3} v^{k_4}}, \quad (1)$$

где  $k_0, k_1, k_2, k_3, k_4$  – справочные величины;  $s$  – подача, мм/об;  $\gamma$  – передний угол резца, град;  $\rho(r)$  – радиус сопряжения главной и вспомогательной режущих кромок, мм;  $v$  – скорость резания, м/мин.

Зависимость (2), приведенная в справочнике [3, с. 172], практически идентична (1). Отличие модели состоит в смене положения показателей степени.

$$Ra = k_0 \frac{s^{k_1} (90 + \gamma)^{k_2}}{r^{k_3} v^{k_4}}. \quad (2)$$

В справочнике [3, с. 172] отдельно выделена формула для определения среднего арифметического отклонения профиля для чистового обтачивания наружных цилиндрических поверхностей ( $v = 50–150$  м/мин;  $t = 0,5–1,5$  мм;  $s = 0,08–0,18$  мм/об;  $\phi = 45^\circ–75^\circ$ ;  $\phi_1 = 25^\circ–35^\circ$ ;  $r = 0,5–2$  мм;  $\gamma = +4^\circ–(-4^\circ)$ ; обрабатываемый материал – среднеуглеродистые стали (140–210 НВ); материал инструмента Т15К6):

$$Ra = 0,85 \frac{t^{0,31} s^{0,58} \phi^{0,4} \phi_1^{0,4}}{v^{0,06} r^{0,65} HB^{0,05}}, \quad (3)$$

где  $\phi$  – главный угол резца в плане, град;  $\phi_1$  – вспомогательный угол резца в плане, град.

Эксперименты выполнялись для продольного точения. В качестве обрабатываемого материала использовалась заготовка из стали 20 (сортовой прокат, состояние поставки). Инструмент был представлен сменными многогранными твердосплавными пластинами марок ВК6, Т15К6, ТН20. Все пластины были разбиты на группы по свойствам на основании замеров термоЭДС методом естественной термодпары. Выбор марок инструмента производился из со-

ображений различия физико-механических и теплофизических свойств представленных твердых сплавов. Замеры параметров шероховатости поверхности производились при помощи профилометра-профилографа «АБРИС-ПМ7», подключенного к персональному компьютеру.

Таблица 1

**Значения среднего арифметического отклонения профиля  $R_a$ , рассчитанные по формуле (3) (продольная подача – 0,128 мм/об; глубина резания – 1 мм; инструментальный материал – T15K6)**

Скорость резания, м/мин	$R_a$ , мкм
100	0,64
140	0,62
180	0,61

Таблица 2

**Значения среднего арифметического отклонения профиля  $R_a$ , полученные экспериментально (продольная подача – 0,128 мм/об, глубина резания – 1 мм)**

Материал инструмента	Скорость резания, м/мин		
	100	140	180
	$R_a$ , мкм		
BK6	2,3	1,2	1,0
T15K6	0,9	0,9	1,0
TN20	0,7	0,7	0,8

Сравнение величин среднего арифметического отклонения профиля обработанной поверхности, полученных экспериментально и рассчитанных по зависимостям (1), (2), (3), выявило существенное отличие значений, определенных по формулам (1) и (2) от опытных данных. Значения, полученные по зависимости (3), обнаружили большую сходимость с результатами эксперимента (табл. 1, 2).

Значительное отклонение величин  $R_a$ , рассчитанных по формулам (1) и (2), может быть объяснено отсутствием в математических моделях следующих параметров: глубины резания  $t$ , главного  $\phi$  и вспомогательного  $\phi_1$  углов в плане, заднего угла  $\alpha$ , характеристик, учитывающих свойства инструментального и обрабатываемого материалов. Кроме этого, как известно, увеличение переднего угла  $\gamma$  зачастую приводит к уменьшению сил резания и улучшению шероховатости обработанной поверхности. Однако согласно указанным формулам изменение  $\gamma$  оказывает иное влияние. С учетом того, что в данных моделях изменение передне-

го угла в пределах, допустимых конструкцией инструмента, не оказывает значительного влияния, последнее замечание можно считать несущественным.

Формула (3), обеспечивающая большую сходимость расчетных значений  $R_a$  с экспериментальными, уже содержит параметры  $t$ ,  $\phi$ ,  $\phi_1$ , твердость обрабатываемого материала HB. Однако ее недостатком является относительно узкая применимость результатов – вычисления производятся только для среднеуглеродистых сталей и инструмента марки T15K6. Помимо этого, для расчетов приняты следующие диапазоны изменения главного и вспомогательного углов резца в плане – 45–75° и 25–35° соответственно. Однако применение инструментов с величиной  $\phi = 45^\circ$  не целесообразно для окончательных переходов токарной обработки. Традиционно данный параметр имеет значения 60–95°. Приведенный диапазон изменения величины вспомогательного угла в плане не представляется исчерпывающим. На чистовых проходах стремятся к уменьшению значения данной геометрической характеристики инструмента. Например, резец, оснащенный пластиной формы W (ISO 1832–1991) с  $\phi = 95^\circ$ , имеет угол  $\phi_1 = 5^\circ$ .

В представленных моделях не учитывается ряд факторов, существенно влияющих на протекание процесса резания и, следовательно, на формирование шероховатости обработанной поверхности. Недостаточная точность и универсальность формул ограничивает их практическую применимость, является препятствием на пути создания функций автоматизированного выбора режимов резания в системах ЧПУ, обеспечивающих получение заданных величин высотных параметров микронеровностей.

Одним из факторов, существенно влияющих на формирование шероховатости, являются свойства обрабатываемого и инструментального материалов (как видно из табл. 2). В математических моделях необходимо учитывать не только механические свойства обрабатываемых материалов, но и теплофизические характеристики инструмента и заготовки. Как известно, тепловыделение и теплораспределение в зоне резания определяет характер протекания контактного взаимодействия, механизм стружкообразования и непосредственно связано с механизмом образования новой поверхности. Кроме того, как было установлено в работе [4] и другими исследователями, при рассмотрении контактных процессов необходимо рассматривать

теплопроводность обрабатываемого и инструментального материалов не по отдельности, а в совокупности, т. е. их соотношение. Например, при обработке стали с высокой теплопроводностью твердым сплавом с низкой теплопроводностью может образовываться так называемая застойная зона на передней поверхности резца. При противоположном сочетании свойств элементов пары данный вид контактного взаимодействия отсутствует.

При создании модели также необходимо учитывать существенную особенность формирования шероховатости, отмеченную в работе [5]. Для различных материалов инструмента существует прямая связь между интенсивностью износа и высотой неровностей обработанной поверхности. При этом резание на одинаковых скоростях для двух различных материалов соответствует их различной сопротивляемости доминирующему в этом диапазоне режимов механизму изнашивания.

Существенным фактором, требующим учета при создании модели, является разброс свойств инструментального и обрабатываемого материалов внутри марочного состава, обусловленный технологией их производства и отклонениями, допускаемыми техническими условиями. Например, в работе [6] приведен анализ технологии спекания твердосплавных изделий, из которого видно, что процесс науглероживания менее всего управляем. Поэтому химический состав связующей кобальтовой фазы у изделий одной партии спекания, то есть процент растворенного вольфрама в кобальте, оказывается различным – 2–20 % (наличие в режущей пластине фазы графита и содержание углерода на нижней допустимой границе трехфазной области, соответственно). Это обуславливает различную способность кобальтовой связки прочно удерживать зерна карбидов или блоки зерен в монолитном объеме, различную способность противостоять циклическим контактными нагрузкам на режущем лезвии, различную интенсивность взаимной диффузии компонентов стали в связку и компонентов связки в приграничные объемы зоны контактных пластических деформаций, различную теплопроводность твердого сплава внутри марочного состава. Так, по данным [6] пластины из сплавов Т5К10 и Т15К6, содержащие углерод на нижней допустимой границе трехфазной области, имели за 30 минут резания значительно меньший износ, чем пластины, содержа-

щие фазу графита. Колебания свойств внутри марочного состава свойственны не только инструментальным, но и обрабатываемым материалам. Так, в работе [7] после оценки разброса обрабатываемости сталей на машиностроительных предприятиях Англии сделан вывод, что на нестабильность износа твердосплавного инструмента (разброс 25–60 %) при сохранении постоянства условий резания наибольшее влияние оказывает колебание физико-механических свойств обрабатываемых материалов. В приведенной работе это непостоянство внутри каждой марки стали оценивалось по измерению твердости (разброс 2–10 % по НВ от среднего значения). Описанные колебания свойств, характеризующих режущую способность инструмента и обрабатываемость материала заготовки, внутри марочного состава, безусловно, оказывают влияние на характеристики процесса обработки (силы резания, интенсивность изнашивания инструмента, виды контактного взаимодействия и характер стружкообразования), а, следовательно, и на формирование качества получаемой поверхности. Поэтому они должны учитываться при разработке модели для определения параметров качества обработки.

Таким образом, представлена проблема необходимости создания надежной математической модели для определения параметров качества обработанной поверхности. Такую модель предполагается использовать в режиме автоматизированного расчета режимов резания, обеспечивающих получение заданных величин характеристик шероховатости, в современных системах ЧПУ. Проанализированы возможные причины расхождения значений среднего арифметического отклонения профиля обработанной поверхности, рассчитанных по рекомендациям справочно-нормативной литературы, с величинами, полученными опытным путем. Описаны особенности лезвийного резания металлов, которые необходимо учитывать при разработке требуемой модели.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Горанский, Г. К. Автоматизация технического нормирования работ на металлорежущих станках с помощью ЭВМ / Г. К. Горанский, Е. В. Владимиров, Л. Н. Ламбин – М.: Машиностроение, 1970. – 224 с.
2. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1. / под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 656 с.

3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1. / под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Суслова – 5-е изд., исправл. – М. : Машиностроение-1, 2003. – 912 с.

4. Талантов, Н. В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н. В. Талантов. – М. : Машиностроение, 1992. – 240 с.

5. Макаров, А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.

6. Плотников, А. Л. Управление режимами резания на токарных станках с ЧПУ / А. Л. Плотников, А. О. Таубе; ВолгГТУ. – Волгоград, 2003. – 183 с.

7. Трент, Е. М. Резание металлов / Е. М. Трент; пер. с англ. – М. : Машиностроение, 1980. – 264 с.

УДК 621.891

*А. В. Крохалев, О. А. Авдеюк, Джантга Андри Имуги*

## МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ РЕЖИМОВ ТРЕНИЯ В ПОДШИПНИКАХ СКОЛЬЖЕНИЯ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: kroch@vstu.ru

Рассмотрены особенности режимов трения в подшипниках скольжения и их влияние на коэффициент трения. Предложена методика проведения триботехнических испытаний, позволяющая определять наиболее важные антифрикционные характеристики пар трения.

*Ключевые слова:* испытания на трение, антифрикционные свойства.

Features of modes of a friction in bearings of sliding and their influence on friction factor are considered. The carrying out technique of tribotechnical the tests is offered, allowing to define the most important antifrictional characteristics of pairs a friction.

*Keywords:* tests for a friction, antifrictional properties.

В настоящее время испытания на трение чаще всего проводят с длительной приработкой трущихся поверхностей в условиях, максимально приближенных к реальным условиям работы подшипника скольжения. При этом в поле зрения исследователя зачастую попадают не все возможные режимы трения и цельной картины поведения материалов при трении получить не удается.

Как известно [1], режимы трения в подшипниках скольжения определяются вязкостью смазывающей жидкости  $\eta$ , скоростью относительного перемещения (скоростью скольжения) трущихся поверхности  $V$  и давлением (удельной нагрузкой)  $P$ , а точнее параметром  $\eta \frac{V}{P}$ , называемым характеристикой режима трения подшипника.

Наглядное представление об условиях перехода одного режима трения в другой дает диаграмма Герси-Штрибека, представляющая собой зависимость коэффициента трения  $k$  от характеристики  $\eta \frac{V}{P}$  (рис. 1).

На этом рисунке линия  $aa$  разделяет области трения при жидкостной и других видах смазки. Жидкостной режим смазки характеризуется тем, что трущиеся твердые поверхности разделены непрерывной пленкой смазки, тол-

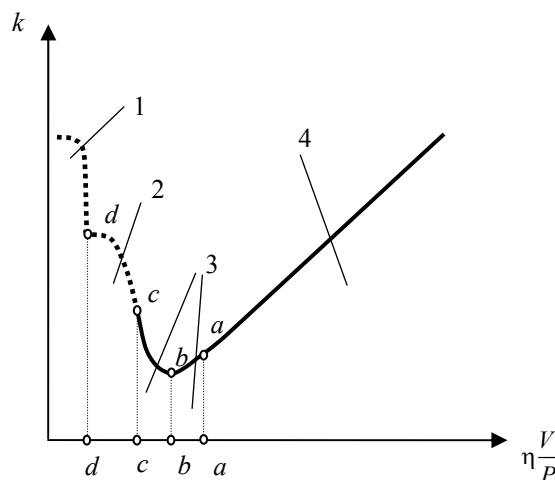


Рис. 1. Диаграмма режимов трения в подшипнике скольжения:

1 – трение несмазанных поверхностей; 2 – трение при граничной смазке; 3 – смешанная смазка; 4 – трение при жидкостной смазке

щина которой значительно превышает суммы средних высот шероховатостей контактирующих поверхностей. Поскольку в этом режиме нет прямых физических контактов твердых поверхностей, процессы их изнашивания практически отсутствуют.

При снижении скорости скольжения или вязкости смазки, а также при увеличении удельного давления (то есть при уменьшении параметра  $\eta(V/P)$ ) слой смазки делается тонь-

ше, зазор между поверхностями убывает и, когда появляются первые контактные взаимодействия неровностей, возникает режим смешанной смазки. В этом режиме нагрузка воспринимается частично контактирующими поверхностями и частично пленкой смазки, износ твердых поверхностей несколько возрастает.

Если значения параметра  $\eta \frac{V}{P}$  смазанной системы в режиме 3 (рис. 1) еще сдвинуты влево по кривой Штрибека, то число взаимодействий неровностей в пределах площади контакта значительно возрастет, а толщина пленки смазки уменьшится до нескольких мономолекулярных слоев и менее. В результате наступит режим граничного трения. В этом режиме объемные свойства жидкости становятся менее важными, а нагрузка почти полностью воспринимается деформацией неровностей. Мономолекулярные слои смазки устраняют адгезионное взаимодействие твердых поверхностей, поэтому коэффициент трения и износ остаются сравнительно низкими.

Если сдвинуться по кривой Штрибека (рис. 1) еще влево, например, за счет увеличения давления, то в результате усиления контактного взаимодействия трущихся поверхностей станет возможным прорыв и разрушение граничной пленки смазки: наступит трение несмазанных поверхностей, коэффициент трения и износ резко возрастут. Может разбиться такая тяжелая форма повреждения трущихся поверхностей как задир.

Область значений параметра  $\eta \frac{V}{P}$ , лежащая на рис. 1 правее линии  $bb$ , является областью устойчивого коэффициента трения: если она в результате изменения в режиме работы узла трения кратковременно изменится, например, повысится скорость скольжения (или понизится нагрузка), то коэффициент трения возрастет (так как мы сместились по кривой Герси-Штрибека вправо), возрастет тепловыделение в зоне трения, уменьшится вязкость смазывающей жидкости, параметр  $\eta \frac{V}{P}$  несколько уменьшится и коэффициент трения примет значение, близкое к первоначальному.

Напротив, левее линии  $bb$  на рис. 1 лежит область неустойчивых коэффициентов трения. Так, если увеличится нагрузка на подшипник, работающий в режиме смешанной смазки, то коэффициент трения возрастет, тепловыделе-

ния увеличится и вязкость смазки упадет и коэффициент трения увеличится еще больше. При этом может произойти переход к граничной смазке и даже к трению без смазочного материала.

Таким образом, устойчивая и долговечная работа узла трения возможна при жидкостном и частично при смешанном режимах трения. Переход в режим граничного трения увеличивает износ трущихся деталей узла и является нежелательным. Трение в режиме схватывания, как правило, ведет к катастрофически быстрому выходу узла трения из строя и является недопустимым.

Следует отметить, что при эксплуатации узлов трения возможны кратковременные ужесточения условий работы, например, увеличение нагрузки, или перебои в подаче смазки. Кроме того, ни один узел трения не работает, как правило, непрерывно. В момент пуска и останковки скорость скольжения изменяется от нуля до своего номинального значения и наоборот. Это означает, что при эксплуатации реальных узлов трения возможны переходы от одного режима трения в нем к другому.

Однако только параметров, характеризующих способность пары трения сохранять наиболее благоприятные режимы трения в широком диапазоне скоростей скольжения и удельных нагрузок для оптимизации состава сплава, еще не достаточно. Очевидно, что антифрикционные материалы должны, кроме того, обеспечивать минимальное значение коэффициента трения при различных режимах смазки.

Только одновременное удовлетворение всех этих, в общем случае не зависящих друг от друга условий может гарантировать надежную и долговечную работу разрабатываемых узлов трения на практике.

Следует отметить в этой связи, что при изучение режимов трения не удобно пользоваться

комплексной характеристикой  $\eta \frac{V}{P}$ , так как в нее входит значение вязкости смазывающей жидкости  $\eta$ , которое сильно зависит от температуры в зоне трения, измерить которую, в свою очередь, довольно трудно. Кроме того, параметр  $\eta \frac{V}{P}$  в достаточной мере однозначно характеризует трение только в том случае, когда несущая способность узла трения зависит от объемных свойств смазки, то есть при гидродинамическом, упругогидродинамическом и

смешанном трении [1]. При граничном же трении и при трении несмазанных поверхностей коэффициент трения совершенно не зависит от вязкости и определяется в большей степени температурой на контактирующих поверхностях, которая, в свою очередь, зависит от параметра  $PV$ , а не от отношения  $V/P$ .

В этом плане нанесение на диаграмму Герси-Штрибека режимов граничного трения и трения несмазанных поверхностей (пунктирная часть кривой на рис. 1) является не вполне строгим, так как переход от граничного трения к трению несмазанных поверхностей можно достигнуть только уменьшая параметр  $\eta \frac{V}{P}$  за

счет увеличения  $P$ . Уменьшение же  $V$  к такому переходу в общем случае не приведет. Более того, добиться его можно как раз, не уменьшая, а увеличивая  $V$  и связанную с ней температуру на контактах до момента десорбции граничной пленки смазки.

В связи с этим, как нам представляется, целесообразно исследование антифрикционных свойств полученных материалов проводить, зафиксировав определенное значение скорости скольжения и изменяя удельное давление  $P$ , так как именно монотонное изменение  $P$  в сторону уменьшения или увеличения дает возможность зафиксировать все возможные режимы скачки трущихся поверхностей.

С целью проверки выработанных рекомендаций были проведены исследования ряда материалов системы  $\text{Ct}_3\text{C}_2\text{-Ti}$ , полученных взрывным методом [2], и предназначенных для работы в паре с силицированным графитом в воде.

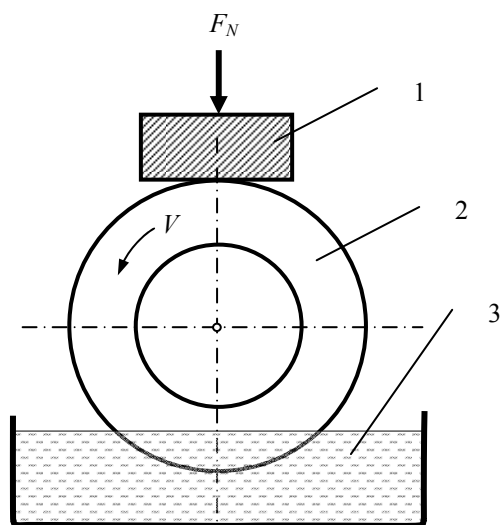


Рис. 2. Схема испытаний на трение:  
1 – исследуемый образец; 2 – контртело; 3 – смазывающая жидкость

Испытания проводились на машине трения МИ-1М по схеме «штифт – кольцо» (рис. 2) с врезанием по следующей методике.

В начале, в течение 10 минут осуществлялось трение при постоянной нагрузке на образец, равной 490 Н (50 кгс). Затем нагрузка снималась и вновь начинала подаваться, но на этот раз ступенчато, начиная от 25 Н (2,5 кгс) и до 196 Н (20 кгс). При этом время работы на каждой ступени нагрузки устанавливалось по возможности минимальным, но достаточным, для стабилизации значения момента силы трения. В результате длительность испытания при переменной нагрузке оказывалась в сумме несколько меньшей, чем длительность испытания при нагрузке постоянной. Скорость скольжения в обоих случаях была одинаковой и составляла 1,1 м/с.

После проведения испытаний производилось измерение площадки износа (с помощью бинокулярного микроскопа МБС-9).

Поскольку и время испытаний с переменной нагрузкой, и среднее значение последней в процессе испытания существенно меньше, чем соответствующие характеристики испытаний с постоянной нагрузкой, то можно в первом приближении считать, что практически весь наблюдаемый после испытания износ пары трения произошел на первой стадии опыта. Следовательно, площадка трения в процессе ступенчатого повышения нагрузки оставалась практически постоянной, и с достаточной степенью достоверности удельную нагрузку, действующую на каждой ступени нагружения, можно вычислить как:

$$P_{\text{уд}i} = \frac{F_{Ni}}{S}, \quad (1)$$

где  $P_{\text{уд}i}$  – удельное давление на  $i$ -й степени нагружения;  $F_{Ni}$  – соответствующая данной ступени общая нагрузка;  $S$  – площадь площадки износа.

Кривые зависимости коэффициента трения исследованных материалов по силицированному графиту в среде дистиллята от удельной нагрузки приведены на рис. 3.

Как видно из рисунка, на кривых хорошо прослеживаются все переходы от одного режима трения к другому, отмеченные ранее на диаграмме Герси-Штрибека (рис. 1). С увеличением нагрузки коэффициент трения сначала уменьшается (режимы гидродинамической и упруго-гидродинамической смазки), затем начинает возрастать и быстро приходит в насыщение (режимы смешанной и граничной смазки).

При дальнейшей увеличении нагрузки коэффициент трения снова резко возрастает и вновь выходит на насыщение, но при большем,

чем в предыдущем случае, уровне значений (режим трения несмазанных поверхностей, трение в режиме схватывания).

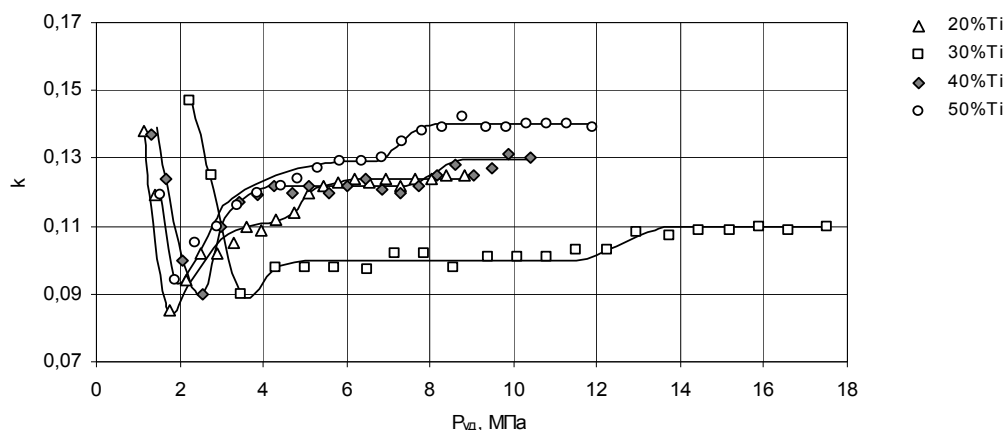


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения  $k$  от удельной нагрузки  $P_{уд}$  для сплавов на основе карбида хрома:  $\Delta$  – 20 % Ti;  $\square$  – 30 % Ti;  $\blacklozenge$  – 40 % Ti;  $\circ$  – 50 % Ti

По изломам на кривых зависимости коэффициента трения исследованных материалов от удельной нагрузки легко могут быть определены основные характеристики их антифрикционных свойств, такие, как предельные нагрузки устойчивого, преимущественно жидкостного трения, граничного трения и перехода к схватыванию, а так же коэффициенты трения при соответствующих режимах смазки.

В заключение следует отметить, что кроме повышения информативности, предложенный подход к проведению испытаний на трение

обеспечивает принципиальное сокращение их длительности.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Мур, Д. Основы и применения трибоники; пер. с англ. / Д. Мур. – М.: МИР, 1978. – 488 с.
2. Крохалев, А. В. Получение износостойких покрытий из смесей порошков карбида хрома с металлической связкой с использованием взрывного нагружения / А. В. Крохалев, В. О. Харламов, С. В. Кузьмин, В. И. Лысак // Известия Волгоградского государственного технического университета: межвуз. сб. науч. ст. №5(65) / ВолгГТУ. – Волгоград: ИУНЛ ВолгГТУ, 2010. – 134 с.

УДК 621.9.02

*А. И. Курченко, С. И. Кормилицин, О.А. Курсин*

#### ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТОЧЕНИИ $\alpha$ -ТИТАНОВОГО СПЛАВА

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: techmash@vstu.ru

Исследованы закономерности износа твердосплавных инструментов при точении титанового сплава, определены наиболее стойкие марки инструмента, наиболее рациональная форма и геометрия передней поверхности резца.

**Ключевые слова:** титановый сплав, твердосплавный инструмент, износ, передний угол.

The patterns of carbide tools wear in turning titanium alloy have been investigated. The most resistant makes of tools, the most rational form and geometry of the front surface of the cutter have been defined.

**Keywords:** titanium alloy, carbide tools, tool wear, front corner cutter.

Современное машиностроительное производство для повышения своей эффективности должно в максимальной степени использовать все резервы повышения производительности труда и экономии материальных ресурсов. Са-

мое непосредственное отношение это имеет к назначению эффективных условий механической обработки труднообрабатываемых титановых сплавов: режимов резания, марок инструмента, его геометрии в четкой привязке не

к какой-то группе обрабатываемости, а к конкретной марке обрабатываемого сплава и даже к конкретному его структурному состоянию, которое может значительно (в 1,5...2 раза) изменять стойкость режущего инструмента. Основанием для этих выводов является техническая информация, обобщающая экспериментальные стойкостные исследования, данные производства, где даются отличающиеся данные по выбору параметров режущего клина, по маркам инструмента с ориентацией только на вид обработки (черновое, чистовое) и на пределы прочности титановых сплавов [1], [2], [3]. Особенно большой диапазон рекомендуемых значений дается для переднего угла режущего клина инструмента: + 5...20°.

В настоящей работе ставилась задача по определению наиболее приемлемого переднего угла резца, уточнению марок твердосплавного инструмента группы ВК, изучению механизма изнашивания режущего клина инструмента для обеспечения наибольшей наглядности рекомендуемых параметров обработки  $\alpha$ -титановых сплавов, как наименее изученных из всей группы сплавов.

Так как существуют рекомендации как по применению положительных значений переднего угла (+5°), так и его отрицательных значений (до -15°), для базовых исследований закономерностей износа был принят угол  $\gamma = 0^\circ$ ; были взяты для исследований рекомендуемые марки инструмента ВК6, ВК8, ВК6ОМ и ВК10. Поскольку для повышения эффективности обработки титановых сплавов необходимо работать на предельно рекомендуемых скоростях, то исследования проводились на скоростях 60 м/мин и 50 м/мин, причем считается [1], что скорости, превышающие 50 м/мин являются повышенными. Критерий износа задней грани был принят равным 0,7 мм; глубина резания  $t = 1,5$  мм, подача  $S = 0,256$  мм/об. Фрактографические исследования износа резцов марки ВК6 показали, что с первых минут резания у 30 % резцов наблюдаются макроразрывы с передней поверхности глубиной 0,1–0,2 мм.

Основное месторасположение макроразрывов это участок лунки, но разрывы могут распространяться и на режущую кромку, и провоцировать локальный износ по задней грани, определяющий в дальнейшем стойкость резца.

Причиной таких разрывов твердого сплава может быть локальная концентрация напряжений, возникающая при их изготовлении или за-

точке инструмента, что резко снижает предел усталости при циклическом стружкообразовании. Сплавы ВК6 более склонны к макроразрывам, чем сплавы ВК8, имеющие большую прочность на изгиб и ударную вязкость. Для нивелирования негативных последствий от таких макроразрывов с передней грани наиболее экономичным способом является создание упрочняющей фаски, предупреждающей непосредственный выход вырыва на режущую кромку. Отличительной особенностью сплава ВК6ОМ являлась устойчивость режущей кромки к микросколам, ее сопротивляемость к затуплению в виде создания радиуса закругления режущей кромки. Для этих сплавов наблюдается снижение макровыворотов с передней поверхности резцов до 5 % от исследованного количества.

Исследование графических зависимостей: износ по задней поверхности – время резания, показывает, что первоначальный период изнашивания режущей кромки резца во многом определяет дальнейший ход кривых  $h = f(T)$  (см. рис. 1, 2). Устойчивость режущей кромки сплава ВК6ОМ в этот период времени к действию механического истирания, адгезионно-усталостному износу, марковырывам поверхностных слоев сплава определяет его преимущества по сравнению с другими исследуемыми сплавами, как на скорости 50 м/мин, так и на скорости 60 м/мин. Повышение скорости резания на 20 % с 50 до 60 м/мин приводит к существенному снижению периода стойкости на 40–50 % для всех сплавов. Этот факт дает основание считать, что при точении  $\alpha$ -титанового сплава в состоянии поставки можно брать верхнее предельное значение скорости резания 50 м/мин (при получистовом точении), гарантируя период стойкости твердого сплава ВК6ОМ (ВК6) в пределах 30–40 минут. Данный период стойкости широко применяется на современном оборудовании и отражен в справочных каталогах инструментов различных инструментальных фирм. На станках с ЧПУ очень часто рекомендуют период стойкости инструмента в 20 минут.

Отличительной особенностью точения  $\alpha$ -титанового сплава является то, что наблюдается значимое «опускание» режущей кромки за это время, за счет износа по нормам к участку пластического контакта. Это происходит для всех марок твердых сплавов, применяемых в данном исследовании. Вышеуказанный процесс «опускания» режущей кромки инструментов фактиче-



ски снижает величину фаски износа по задней поверхности резцов. На рис. 2 составлен график изменения фактической фаски износа во время

резания, из которого видно, что имеется резерв стойкостного времени до достижения рекомендуемого критерия износа  $h_{кр} = 0,7$  мм.

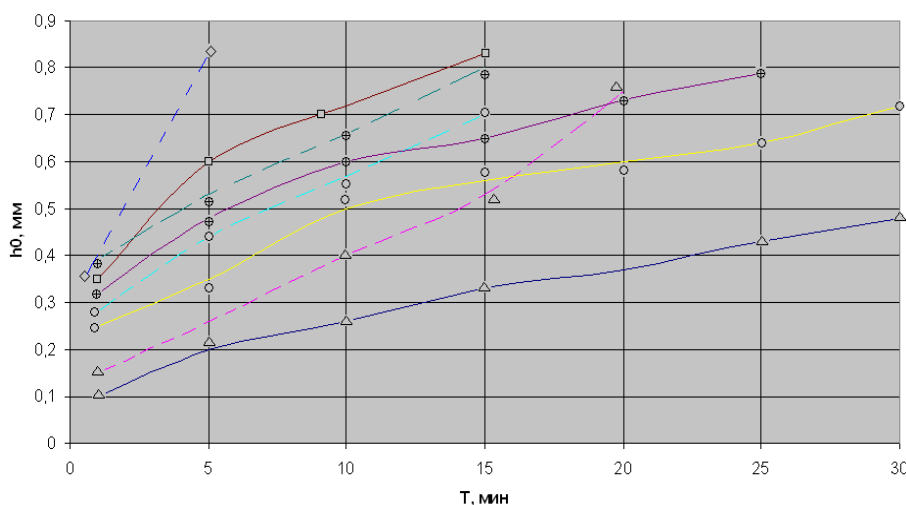


Рис. 1. Графики общего износа по задней грани резцов:

$\circ$  — сплав ВК5,  $\Delta$  — сплав ВК6ОМ,  $+$  — сплав ВК8,  $\square$  — сплав ВК10,  $\diamond$  — сплав ВК10ХОМ; —  $V = 50$  м/мин, - - -  $V = 60$  м/мин

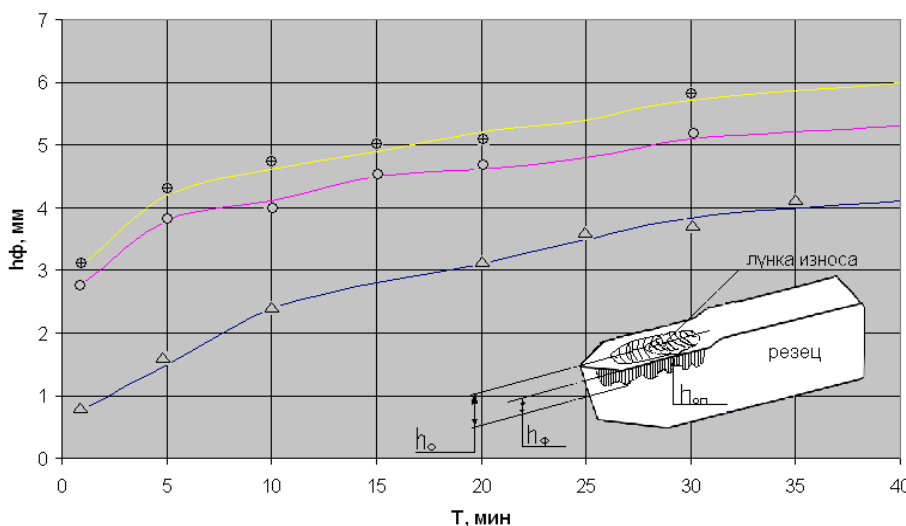


Рис. 2. График изменения фактической фаски износа задней грани резцов  $h_f$ ,  $V = 50$  м/мин,  $\circ$  — сплав ВК6,  $\Delta$  — сплав ВК6ОМ,  $+$  — сплав ВК8

Величины интенсивностей «опускания» (износа) участка передней поверхности (пластического контакта) и интенсивности продвижения фаски износа по задней грани по нормам вглубь тела резца для сплава ВК6 на скорости 50 м/мин равны:  $h_\gamma = 1,49 \cdot 10^{-4}$  мм на метр сходящей стружки;  $h_\alpha = 1,55 \cdot 10^{-4}$  мм. на метр походящей контактной поверхности резания. Для сплава ВК8 эти величины больше в 1,2 раза. На скорости  $V = 60$  м/мин эти интенсивности износа для данных сплавов возрастают почти в 1,5 раза, что говорит о предельности для работы скорости резания в 50 м/мин для всех исследуемых сплавов при данной геометрии резцов.

В справочник [4] для полустойкого точения титановых сплавов рекомендуют наряду с рассмотренными марками и сплавы ВК10, ВК10ОМ. Для проверки этих рекомендаций проводились стойкостные исследования твердых сплавов ВК10, ВК10ОМ на скоростях резания 50 и 60 м/мин; результаты стойкостных испытаний (см. рис. 1) показали неэффективность применения этих сплавов для полустойкого точения титановых сплавов средней обрабатываемости ( $\alpha$ -титановых сплавов).

Для сплава ВК6 после 12 минут резания наблюдался (для некоторых резцов) процесс «мгновенного» разрушения поверхности всей

лунки на глубину 0,1–0,25 мм. Классическая лунка исчезала, а на ее месте образовывалась поверхность из макро- и микровырывов. С продолжением процесса резания этот участок вновь становился классической лункой износа. За критическое время резания данный участок до разрушения испытал 600–700 тыс. циклов колебания сил и температур.

Для определения более эффективной геометрии режущего клина, с целью повышения стойкостных свойств твердых сплавов ВК6, ВК6ОМ и определения возможности их применения на скорости 60 м/мин были проведены стойкостные испытания с отрицательными передними углами, увеличенными задними углами до 18°; с упрочняющей отрицательной фаской ( $\gamma_{\phi} = -15^\circ$ ,  $l_{\phi} = 0,3$  мм).

По некоторым источникам [5], создание отрицательных передних углов создает более приемлемую картину эпюр напряжений в районе режущей кромки, которая при точении титановых сплавов подвергается в первоначальный период резания сильному изнашиванию (микросколы, округления кромки, адгезионно-усталостные вырывы). Кроме того, отрицательные передние углы увеличивают изнашиваемую массу сплава около режущей кромки.

Увеличение заднего угла до 18° для точения титановых сплавов (при создании отрицательного переднего угла в  $-15^\circ$ ) определялось тем, что поверхность резания этих сплавов обладает увеличенной величиной упругого восстановления по сравнению с другими металлами и сплавами; отметим, что масса режущего клина при этом не уменьшалась. Для исследования принимались следующие отрицательные значения передних углов:  $-30^\circ$ ,  $-20^\circ$ ,  $-15^\circ$ ,  $-5^\circ$ . Данные по износу приведены на рис. 3 для углов  $\gamma = -30^\circ$ ,  $\gamma = -15^\circ$ . Критерий износа по задней грани:  $h_0 = 0,7$  мм. Апробация режущих свойств проводилась на скорости 60 м/мин, которая встречается как рекомендуемая в некоторых источниках. При  $\gamma = -30^\circ$  износ передней и задней поверхностей определяется диффузионными процессами и механическим изнашиванием: изнашиваемые поверхности совершенно гладкие без микровырывов; стойкость сплавов ВК6 при этом износе составляла 11–13 мин., что для подавляющего числа производств неприемлемо. При  $\gamma = -20^\circ$  еще проявлялось доминирование данного вида износа, но и наблюдались адгезионно-усталостные вырывы на изнашиваемых поверхностях, стойкость была еще ниже –

12–15 мин. При  $\gamma = -15^\circ$  соотношение адгезионно-усталостного износа с диффузионным и механическим было примерно равным, стойкость была в диапазоне 23–26 мин, что до определенной степени приемлемо в ряде производств. При  $\gamma = -5^\circ \dots -10^\circ$  доминировал адгезионно-усталостный износ и макровырывы с передней поверхности, что нежелательно для производств с точки зрения надежности работы инструмента.

Были проведены исследования с упрочняющей фаской на режущей кромке  $\gamma_{\phi} = -15^\circ$ ,  $l_{\phi} = 0,3$  мм, при  $\gamma = 0^\circ$  и  $\gamma = +9^\circ$ . Данные износа сплава ВК6 показывают равноценность этих вариантов – стойкость резцов увеличилась существенно, до 38 мин, что удовлетворит большинство производств. Испытания сплава ВК6ОМ с геометрией клина  $\gamma = 0^\circ$  и  $\gamma_{\phi} = 15^\circ$  и с  $\gamma = -15^\circ$  показали, что на скорости 60 м/мин эти сплавы имели максимально возможную стойкость в 45–55 мин, что удовлетворяет всем типам производств с любым оборудованием токарной группы.

Из полученных данных видно, что наиболее приемлемая форма заточки режущего клина при точении  $\alpha$ -титановых сплавов это  $\gamma = 0^\circ$  с упрочняющей фаской  $\gamma_{\phi} = -15^\circ$ ,  $l_{\phi} = 0,3$  мм и маркой сплавов ВК6ОМ, ВК6.

В этом случае для сплава ВК6 снижались случайные макровырывы с передней поверхности с 30 % (как указывалось ранее) до 12 %; они уже не могли переходить на режущую кромку и провоцировать износ на задней поверхности. Сплав ВК6ОМ с данной геометрией в наибольшей степени удовлетворяет условиям полустойкого точения  $\alpha$ -титановых сплавов.

Эффект применения упрочняющей (отрицательной) фаски обусловлен:

- созданием более оптимальной эпюры сжимающих напряжений у режущей кромки, залечивающих усталостные микротрещины;
- увеличением объемов сплава в районе режущей кромки, который надо дополнительно изнашивать;
- размер фаски, составляющей участок пластического контакта и начальную часть лунки, отодвигает от задней поверхности источник с наиболее высокими температурами, образующимися на лунке;
- участок будущей формирующейся лунки как бы поднимается относительно режущей кромки и создается временный запас на создание критической глубины лунки, опасной для сохранения самой режущей кромки.

При точении данных сплавов за определенный интервал времени в 10–25 мин (для каждой геометрии режущего клина существует свой интервал) лунка износа подходит вплотную к режущей кромке (округленной от изнашивания) и создаются условия для последующего опасного скола кромки в каком-либо месте.

#### Выводы

1. При полустачковом точении титанового сплава ВТ-5 наилучшие стойкостные свойства показал твердосплавный инструмент марки ВК60М.

2. Для повышения износостойкости твердосплавного инструмента необходимо на передней поверхности создавать упрочняющую фаску с углом  $\gamma_{\phi} = -15^{\circ}$  и длиной  $l_{\phi} = 0,3$  мм.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Петруха, П. Г. Резание труднообрабатываемых материалов / П. Г. Петруха, П. Д. Беспехотный, Б. Е. Бруштейн. – М. : Машиностроение, 1972. – 176 с.
2. Краткий справочник металлста / П. Н. Орлов [и др.]; под ред. П. Н. Орлова и Е. А. Скороходова. – М. : Машиностроение, 1986. – 960 с.
3. Кривоухов, В. А. Обработка резанием титановых сплавов / В. А. Кривоухов, А. Д. Чубаров. – М. : Машиностроение, 1970. – 183 с.
4. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов: справочник / В. И. Баранчиков [и др.]; под ред. В. И. Баранчикова. – М. : Машиностроение, 1990. – 400 с.
5. Усачев, П. А. Повышение износостойкости и прочности режущих инструментов / П. А. Усачев, В. П. Пархоменко. – Киев : Техника, 1981. – 160 с.

УДК 621.9

*А. А. Липатов, Ю. Л. Чигиринский, С. И. Кормилицин*

### ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРА КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НА ПЛОЩАДКЕ ИЗНОСА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ РЕЗАНИИ АУСТЕНИТНОЙ СТАЛИ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: techmash@vstu.ru

Экспериментально определен коэффициент трения на площадке износа задней поверхности инструмента при точении аустенитной стали. Для этого использована методика раздельного определения сил на передней и задней поверхностях режущего инструмента путем экстраполяции составляющих усилий резания на нулевую площадку износа. Выявлено, что для различных скоростей резания и величин площадки износа коэффициент трения существенно больше единицы, что свидетельствует о наличии на площадке износа не внешнего трения, а полного прилипания с пластическим течением контактных слоев обрабатываемого материала. Выявлено снижение коэффициента трения при возрастании скорости резания и величины площадки износа, свидетельствующее о соответствующем возрастании температуры на площадке износа.

**Ключевые слова:** точение, аустенитная сталь, задняя поверхность, площадка износа, коэффициент трения, сила резания, экстраполяция, нулевая площадка износа, пластическое течение, контактный слой.

Is developmental the rub rate on wear platform of back surface of an instrument is certain at turning austenitic steel. For this purpose the technique of a spaced determination of forces on fore and back surfaces of a cutter by extrapolation constituent cutting force on a zero wear platform is used. It's revealed, that rub rate is essential to various speeds of cutting and values of wear platform of more unit that testifies to presence on wear platform not an external rub, and overall sticking with plastic current of contact fibers of a fashioned stuff. Decrease in rub rate is revealed at increase of speed of cutting and a value wear platform, testifying about suitable increase of temperature wear platform.

**Keywords:** turning, austenitic steel, a back surface wear platform, rub rate, force of cutting, extrapolation, zero wear platform, plastic current, contact fiber.

Так как при резании сталей лимитирующий износ твердосплавного инструмента осуществляется в большинстве случаев по задней поверхности с формированием площадки износа, вопрос о характере взаимодействия на площадке износа имеет первостепенное значение.

В теории резания металлов длительное время господствовало мнение о том, что взаимодействие обрабатываемого и инструментального материалов на контактных поверхностях ре-

жущего инструмента осуществляется в условиях внешнего трения. Работами Н. В. Талантова [5] показано, что при практически применяемых режимах резания сталей твердосплавным инструментом на площадке износа (как и на передней поверхности) имеет место не внешнее трение, а полное прилипание обрабатываемого материала к инструменту с пластическим течением контактных слоев обрабатываемого материала. Этот вывод был сделан преимуществен-

но по результатам исследования микрошлифов корней стружек, выявивших картину пластического течения контактных слоев обрабатываемой стали. При обработке перлитных сталей с увеличением скорости резания на площадке износа задней поверхности резцов была выявлена закономерная смена видов контактного взаимодействия (аналогичная имеющей место на передней поверхности), в значительной степени доказывающая отсутствие внешнего трения. Однако при резании сталей аустенитного класса крайне малая толщина зоны контактных пластических деформаций на площадке износа этого сделать не позволила.

Задачей настоящих исследований было прямое доказательство того положения, что при резании аустенитной стали контактное взаимодействие на площадке износа задней поверхности осуществляется в условиях полного прилипания обрабатываемой стали к инструменту с пластическим течением приконтактных слоев обрабатываемого материала.

Это было реализовано путем определения коэффициента трения  $\mu_3$  (индекс «3» показывает, что показатель относится к площадке износа *задней* поверхности), т. е. отношения касательной составляющей усилия на площадке износа к его нормальной составляющей. При этом, используя термин «коэффициент трения», авторы доказывают как раз отсутствие внешнего трения на площадке износа.

Для экспериментального определения нормальной и тангенциальной сил на площадке износа был использован разработанный авторами метод экстраполяции на нулевую площадку износа [4]. По этой методике производили резание инструментом с различными значениями ширины площадки износа задней поверхности  $h_3$  и экспериментально определяли составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_{xy} = \sqrt{P_x^2 + P_y^2}$ . Затем строились зависимости  $P_z$  и  $P_{xy}$  от величины  $h_3$ . Путем экстраполяции этих зависимостей на нулевую площадку износа выделялись силы, действующие на передней поверхности инструмента  $P_{z(0)}$  и  $P_{xy(0)}$  (отсюда и название метода). После этого нормальная и тангенциальная составляющие силы, действующей на задней поверхности при конкретных величинах  $h_3$ , могут быть получены вычитанием сил на передней поверхности из суммарных (определяемых по выявленным зависимостям  $P_z$  и  $P_{xy}$  от  $h_3$ ):  $P_{hn} = P_{xy} - P_{xy(0)}$ ,  $P_{ht} = P_z - P_{z(0)}$ . Следует пояснить, что речь идет именно об экстраполяции,

так как непосредственно измерить силы при резании идеально острым резцом не представляется возможным: за те 10...15 с. резания, минимально необходимых для установления контактного взаимодействия и последующего измерения сил, на задней поверхности резца успевает сформироваться площадка износа шириной 0,03...0,04 мм.

При построении зависимостей  $P_z(h_3)$  и  $P_{xy}(h_3)$  могут быть использованы как линейные (при этом величина  $\mu_3$  равна отношению угловых коэффициентов прямых для  $P_z$  и  $P_{xy}$  и от  $h_3$  не зависит), так и нелинейные функции. Статистическая обработка результатов показала, что наилучшим образом (по критерию минимизации стандартного отклонения) зависимости  $P_z(h_3)$  и  $P_{xy}(h_3)$  могут быть представлены степенной функцией вида  $P = A(h_3 + B)^K + C$  с показателем степени  $K < 1$ . Для ориентировочной оценки величины  $\mu_3$  можно использовать и линейную экстраполяцию (отклонение нелинейных графиков от прямых не превышало 2...2,5 %).

Эксперименты проводились при точении стали 12Х18Н10Т инструментами из твердых сплавов ТТ20К9 и ВК6 с подачей 0,3 мм/об при глубине резания 1,5 мм (основные геометрические параметры резцов:  $\gamma = 0^\circ$ ,  $\alpha = 10^\circ$ ,  $\phi = 45^\circ$ ). Значения скорости резания  $v$  принимались такими, чтобы отсутствовали какие-либо застойные явления на передней поверхности и, в то же время, отсутствовало интенсивное лункообразование: для ВК6  $v = 0,75...1,5$  м/с, для ТТ20К9  $v = 0,5...2,0$  м/с. Измерение составляющих силы резания  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  производилось динамометром УДМ-600 с тензостанцией ТА-5. Создаваемые на резцах искусственные площадки износа предварительно прирабатывались при резании. В случае выявления на резцах следов лунки осуществлялась их переточка по передней поверхности (подробнее методика определения сил представлена в [4]).

После экспериментального определения сил и построения зависимостей  $P_z(h_3)$  и  $P_{xy}(h_3)$  (как линейных, так и нелинейных) определенные из этих зависимостей величины  $P_{ht} = P_z - P_{z(0)}$  и  $P_{hn} = P_{xy} - P_{xy(0)}$  использовались для вычисления коэффициента трения  $\mu_3 = P_{ht} / P_{hn}$  для конкретных значений  $h_3$ . Полученные данные о величине коэффициента  $\mu_3$  можно назвать скорее экспериментальными, нежели расчетными – определение конкретных значений  $P_z$  и  $P_{xy}$  из зависимостей  $P_z(h_3)$  и  $P_{xy}(h_3)$  по сравнению с данными непосредственных замеров лишь повышает точность и достоверность результатов.

Величины коэффициента трения на площадке износа задней поверхности  $\mu_z$ 

Величина площадки износа $h_z$ , мм	Твердый сплав							
	ТТ20К9					ВК6		
	Скорость резания $v$ , м/с							
	0,5	0,75	1,0	1,5	2,0	0,75	1,0	1,5
0,05	1,94	1,92	1,89	1,87	1,84	1,87	1,79	1,72
0,1	1,93	1,90	1,85	1,80	1,78	1,83	1,74	1,66
0,2	1,90	1,83	1,76	1,70	1,67	1,78	1,67	1,58
0,3	1,88	1,80	1,71	1,62	1,60	1,74	1,62	1,52
0,4	1,87	1,77	1,66	1,56	1,53	1,71	1,58	1,48
0–0,4*	1,83	1,72	1,61	1,50	1,46	1,68	1,55	1,43

\* Данные получены для случая представления зависимостей сил резания от величины площадки износа линейными функциями.

Результаты определения величины коэффициента трения для различных значений скорости резания и величин площадки износа  $h_z$  в случае нелинейной интерполяции представлены в таблице. Здесь же (в последней строке) приведены данные о величинах  $\mu_z$ , полученные при линейном представлении зависимостей  $P_z(h_z)$  и  $P_{xy}(h_z)$ . Отметим также, что значения  $\mu_z$  для  $h_z = 0,05$  мм следует рассматривать как весьма условные – из-за большого влияния на силы радиуса закругления режущей кромки.

Как видно из таблицы, величина коэффициента трения на площадке износа задней поверхности  $\mu_z$  существенно больше единицы. Таким образом, получен ответ на основной вопрос настоящих исследований – при обработке аустенитной стали на площадке износа имеет место не внешнее трение, а полное прилипание обрабатываемой стали к инструменту с пластическим течением ее контактных слоев. В фундаментальном труде [1] приводится факт фиксации коэффициента трения на площадке износа, равного 1,19 (при свободном резании стали 20 на воздухе). В нашем случае величина  $\mu_z$  оказалась существенно больше, что объясняется жаропрочными свойствами аустенитной стали, т. е. повышенной сопротивляемостью пластическому деформированию при высоких температурах.

Согласно полученным данным (см. таблицу) при увеличении скорости резания коэффициент трения на площадке износа монотонно уменьшается в полном соответствии с ростом температуры и снижением сопротивления стали сдвиговым деформациям. Данные, полученные при использовании нелинейной экстраполяции, фиксируют также очевидный факт – уменьшение величины  $\mu_z$  с увеличением  $h_z$ , свидетельствующее о возрастании температуры

на площадке износа при затуплении инструмента.

На первый взгляд неожиданным результатом оказались большие значения  $\mu_z$  (т. е. меньшие температуры на площадке износа) для случая обработки менее теплопроводным твердым сплавом ТТ20К9 по сравнению с ВК6. Однако это легко объясняется влиянием на температуру площадки износа более мощного источника тепловыделения на передней поверхности: для сплава ВК6, обладающего большей теплопроводностью, имеет место более интенсивное перетекание тепла с передней поверхности на заднюю с соответствующим ростом температуры последней.

Полученные данные хорошо согласуются с результатами ранее проведенных исследований, согласно которым при обработке аустенитных сталей на площадке износа в широком диапазоне скоростей резания (и при различных величинах самой площадки) имеет место взаимодействие с пластическим контактом без каких-либо застойных явлений [3]. Кроме того, косвенно (через снижение  $\mu_z$ ) зафиксированный «разогрев» площадки износа по мере затупления инструмента согласуется с выявленной ранее сменой преобладающего механизма износа инструмента из ТТ20К9 при возрастании  $h_z$  [2].

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бобров, В. Ф. Развитие науки о резании металлов / В. Ф. Бобров, Г. И. Грановский, Н. Н. Зорев [и др.]. – М.: Машиностроение, 1967. – 416 с.
2. Липатов, А. А. Влияние неустойчивости стружкообразования на изнашивание твердосплавного инструмента при резании аустенитной стали / А. А. Липатов // СТИН. – 2008. – № 6. – С. 17–18.
3. Липатов, А. А. Влияние характера зависимости теплопроводности обрабатываемого материала от температуры на закономерности контактного взаимодействия и

тип стружкообразования / А. А. Липатов // СТИН. – 2006. – № 8. – С. 37–40.

4. Липатов, А. А. Методика определения сил резания, действующих на задней поверхности режущего инструмента / А. А. Липатов, Ю. Л. Чигиринский, С. И. Корми-

лицын // СТИН. – 2010. – № 8. – С. 6–8.

5. Талантов, Н. В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н. В. Талантов. – М.: Машиностроение, 1992. – 240 с.

УДК 621.922

**В. А. Носенко, Р. А. Белухин, А. В. Морозов**

## **ВЗАИМОСВЯЗЬ МЕЖДУ ВЫСОТНЫМИ ПАРАМЕТРАМИ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ПЛОСКОМ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ СТАЛИ 45 И ШХ15**

ВПИ (филиал)

Волгоградского государственного технического университета

E-mail: avilov@volpi.ru

В работе исследована взаимосвязь между высотными параметрами шероховатости шлифованной поверхности стали 45 и ШХ15. Получены коэффициенты и статистические параметры корреляционных зависимостей параметров шероховатости.

*Ключевые слова:* шероховатость, высотные параметры,  $R_a$ ,  $R_{max}$ ,  $R_p$ ,  $R_v$ , сталь 45, ШХ15, корреляция.

The article investigated the relationship between high-altitude surface roughness polished steel 1045 and 52100. Obtained, the coefficients and statistical parameters of correlations of roughness parameters.

*Keywords:* roughness, high-altitude settings,  $R_a$ ,  $R_{max}$ ,  $R_p$ ,  $R_v$ , Steel 1045, Steel 52100, correlation.

При шлифовании закаленной стали 45 и нержавеющей 12Х18Н10Т установлена тесная корреляционную связь между  $R_a$ ,  $R_{max}$  и  $R_p$ , близкая к функциональной [1–5]. Так коэффициенты парной корреляции  $R_a$  и  $R_p$ ,  $R_a$  и  $R_{max}$  для различных методов обработки находятся в пределах 0,9–0,98.

Например, для плоского врезного шлифования нержавеющей стали установлены степенные зависимости:  $R_{max} = 9,02R_a^{0,76}$ ;  $R_z = 8,81R_a^{0,7}$ ;  $R_p = 3,94R_a^{0,81}$ ;  $R_v = 5,01R_a^{0,72}$ ;  $R_v = 1,31R_a^{0,96}$ . Средняя относительная ошибка аппроксимации данными формулами не превышает 10 % [4].

В данной работе проведены аналогичные исследования при шлифовании подшипниковой стали ШХ15. В качестве эталонного материала использовали сталь 45. Эксперименты выполнены на станке мод. 3Г71 кругами следующих характеристик: 25AF90K7V (K7), 25AF90L7V (L7), 25AF90K8V (K8), 25AF90K10V (K10) 25AF90J12V (J12). Режимы шлифования: скорость круга – 35 м/с; скорость подачи стола – 12 м/мин; глубина шлифования 10, 15 и 20 мкм/ход; припуск – 0,8 мм. В качестве СОЖ использовали 3 %-ный водный раствор эмульсола «Авазол» (ТУ 0258-001-34705841-95). Расход СОЖ 6 л/мин. Высотные параметры шероховатости ( $R_a$ ,  $R_{max}$ ,  $R_z$ ,  $R_p$ ,  $R_v$ ,  $R_q$ ) измеряли в конце опыта прибором «Сейтроник ПШ8-3» в 20 сечениях по длине шлифованной поверхности, длина базовой поверхности 2,5 мм, длина

образца – 100 мм. Каждый опыт повторяли три раза.

В большинстве опытов на всех глубинах шлифования между  $R_a$  и другими высотными параметрами шероховатости ( $R_{max}$ ,  $R_z$ ,  $R_p$  и  $R_v$ ) наблюдается корреляционная связь. На одной глубине шлифования любым из представленных кругов коэффициент корреляции  $r_b \geq 0,7$ . При объединении данных по всем глубинам или кругам  $r_b$  не менее 0,9.

Взаимосвязь между параметрами аппроксимировали прямой пропорциональной  $R = k_n R_a$  и степенной  $R = k_c R_a^m$  зависимостями. Значения коэффициентов  $k_n$ ,  $k_c$  и дисперсии неадекватности прямой пропорциональной  $S_{ap}^2$  и степенной зависимостей  $S_{ac}^2$  представлены в табл. 1.

О различии дисперсий неадекватностей судили по критерию Фишера  $S_{ap}^2/S_{ac}^2 > F_{табл}$ : для стали 45  $F_{табл}(0,05;579;579) = 1,15$ ; для ШХ15 –  $F_{табл}(0,05;299;299) = 1,21$ .

Одинаковые значения дисперсии неадекватности при моделировании взаимосвязи с  $R_a$  степенной и прямой пропорциональной корреляционными зависимостями получены для параметров  $R_p$  и  $R_v$ , а для параметров шероховатости  $R_{max}$  и  $R_z$  моделирование степенной функцией дает меньшие значения дисперсий неадекватности.

При аппроксимации данных линейной зависимостью коэффициенты  $k_n$  для стали 45 выше в среднем на 9 %, чем на ШХ15.

Таблица 1

## Постоянные коэффициенты и статистические параметры корреляционных зависимостей

Сталь	Шероховатость	$R = k_n R_a$			$R = k_c R_a^m$					$S_{ап}^2 / S_{ас}^2$
		$k_n$	$\pm \Delta k_n$	$S_{ап}^2$ , МКМ <sup>2</sup>	$k_c$	$\pm \Delta k_c$	$m$	$\pm \Delta m$	$S_{ас}^2$ , МКМ <sup>2</sup>	
45	$R_{max}$	6,86	0,17	2,27	7,32	0,08	0,88	0,02	1,95	1,16
	$R_z$	6,00	0,11	0,89	6,39	0,05	0,88	0,02	0,69	1,28
	$R_p$	3,29	0,11	1,01	3,58	0,05	0,84	0,03	0,88	1,15
	$R_v$	3,57	0,13	1,27	3,70	0,05	0,91	0,03	1,24	1,03
ШХ15	$R_{max}$	6,17	0,12	4,36	7,25	0,09	0,87	0,01	3,29	1,33
	$R_z$	5,57	0,10	2,61	6,35	0,06	0,89	0,01	2,14	1,22
	$R_p$	3,01	0,08	1,85	3,67	0,06	0,83	0,02	1,55	1,19
	$R_v$	3,16	0,08	1,97	3,54	0,06	0,90	0,02	1,76	1,12

Коэффициент  $k_c$  при аппроксимации степенной зависимостью имеет одинаковые значения на стали 45 и ШХ15 для  $R_{max}$  и  $R_z$ , а для  $R_p$  и  $R_v$  меньше на (2–5) %. По коэффициенту  $m$  стали не отличаются друг от друга.

В результате проведенных исследований выяснилось, что на стали 45 и ШХ15 степенная функция обеспечивает наименьшие значения дисперсий неадекватности, что было установлено ранее на стали 12Х18Н10Т [4].

Таблица 2

Постоянные коэффициенты и статистические параметры корреляционных зависимостей при  $n = 1760$ 

Шероховатость	$R = k_n R_a$			$R = k_c R_a^m$					$S_{ап}^2 / S_{ас}^2$
	$k_n$	$\pm \Delta k_n$	$S_{ап}^2$ , МКМ <sup>2</sup>	$k_c$	$\pm \Delta k_c$	$m$	$\pm \Delta m$	$S_{ас}^2$ , МКМ <sup>2</sup>	
$R_{max}$	6,18	0,09	20,5	7,46	0,08	0,88	0,01	14,9	1,38
$R_z$	5,46	0,06	9,47	6,51	0,05	0,89	0,01	6,33	1,50
$R_p$	2,97	0,06	8,34	3,62	0,05	0,87	0,01	7,19	1,16
$R_v$	3,22	0,06	9,96	3,80	0,06	0,90	0,01	8,37	1,19

Для построения более общей модели были объединены данные опытов по стали 45, ШХ15 и 12Х18Н10Т (табл. 2).

Для всех высотных параметров шероховатости наименьшие дисперсии неадекватности получены при моделировании взаимосвязи степенной функцией

$$(F_{набл} > F_{табл}(0,05; 1759; 1759) = 1,08).$$

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бишутин, С. Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании / С. Г. Бишутин. – М. : Машиностроение, 2004. – 143 с.
2. Рыжов, Э. В. Технологическое обеспечение каче-

ства деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К. : Наук. думка, 1994. – 180 с.

3. Рыжов, Э. В. Технологическое управление параметрами опорных длин шероховатости при механической обработке / Э. В. Рыжов, О. А. Горленко, В. Б. Ильицкий // Поверхностное упрочнение деталей машин и инструментов. – Куйбышев, 1976. – С. 32–38.
4. Носенко, В. А. Взаимосвязь между высотными параметрами шероховатости при плоском врезном шлифовании стали 12Х18Н10Т / В. А. Носенко, Р. А. Белухин // Физика, химия и механика трибосистем: межвуз. сб. науч. тр. – Вып. 9. – Иваново: Иван. гос. ун-т, 2010. – С. 48–53.
5. Носенко, В. А. Высотные параметры шероховатости при шлифовании нержавеющей стали высокоструктурным кругом / В. А. Носенко, Р. А. Белухин // Изв. ВолгГТУ. – № 8. Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. – Вып. 12: межвуз. сб. науч. ст. / ВолгГТУ. – Волгоград, 2010. – С. 36–39.

УДК 621.9

*В. А. Носенко\*, И. А. Макушкин\*, А. А. Шегай\*\****СТАТИСТИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ЗЕРЕН  
МИКРОШЛИФПОРОШКОВ КАРБИДА КРЕМНИЯ***\*Волжский политехнический институт (филиал)**Волгоградского государственного технического университета**\*\*ООО «Микрон»*

E-mail: avilov@volpi.ru

Получены статистические параметры размеров шлифовальных зерен зернистости M14 – M40 с использованием программы для автоматизированного определения геометрических параметров шлифовального зерна по фотографии «Зерно НМ ВПИ».

*Ключевые слова:* абразивное зерно, погрешность измерений, программа для измерения параметров зерна, статистические параметры.

There were obtained the statistical parameters of grain sizes of grinding grain M14 – M40 using the program for the automated determination of geometric parameters of grinding grain on the photo «Grain NM VPI».

*Keywords:* abrasive grain, measurement error, program to measure the grain, statistical parameters.

Абразивное зерно (далее – зерно) представляет собой частицу абразивного материала в виде монокристалла, поликристалла или их осколков. Каждое зерно имеет определенную форму и размеры, характеризуется значениями радиусов округления и углов заострения вершин, их количеством и прочими геометрическими параметрами. Размеры и форма зерна в совокупности с физическими, химическими и механическими свойствами определяют его режущую способность, износостойкость, силу резания, температуру в зоне контакта и качество обработанной поверхности. Глубокое исследование механизма стружкообразования и всего процесса абразивной обработки невозможно без знания размеров и формы зерен.

Для определения геометрических размеров зерен широко используются электронные фотографии объектов, обрабатываемые с помощью специальных программ. В частности, программа «Зерно НМ ВПИ» позволяет в автоматизированном режиме с электронных фотографий зерна получать следующие данные: длина  $l$ , ширина  $b$ , периметр  $p$ , площадь  $S$ , приведенный диаметр  $d$ , отношение  $l/d$  [2]. Определение параметров зерна осуществляется путем установкой соответствия линейных величин, определяемых при измерении длины эталонного объекта и параметров векторного контура, построенного для изображения зерна на фотографии.

Погрешность измерения линейных размеров не превышает 3 %, если значения линейных параметров, рассчитанных на основе векторного контура, больше 100 пикселей. Если значения линейных параметров принадлежат диапазон от 50 до 100 пикселей, то погрешность измерений не будет превышать 5 %. При длине

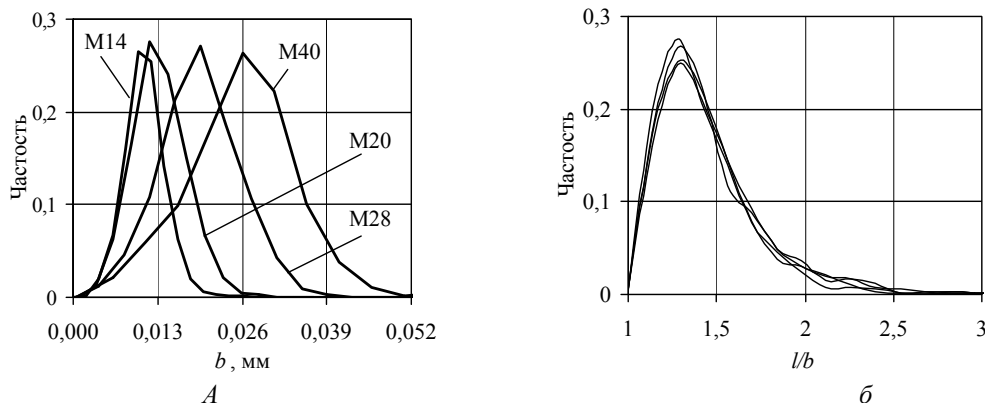
контролируемых линейных величин менее 50 пикселей погрешность превышает 5 %. Поэтому для обеспечения погрешности измерения не более 5 % контролируемая длина линейных размеров на мониторе должна быть более 50 пикселей, что обеспечивается соответствующей кратностью увеличения.

В работе приведены результаты исследования размеров зерен микрошлифпорошков зернистости M14 – M40 производства ООО «Микрон». Для примера в таблице приведены статистические параметры длины и ширины зерен.

Почти все представленные выборки имеют правостороннюю асимметрию, о чем свидетельствует положительное значение  $A_s$ . Наибольшую правостороннюю асимметрию имеет распределение площади зерен  $S$  ( $A_s = 1,05–1,19$ ) и, особенно, распределение  $l/b$ , у которого  $A_s = 1,7$ . О наличии правосторонней асимметрии этих параметров свидетельствуют и графические данные, представленные на рисунке. Минимальную асимметрию имеют параметры  $b$  и  $d$ .

О крутости рассмотренных распределений по сравнению с нормальным законом свидетельствует эксцесс  $E_k$ . Для всех выборок  $E_k > 0$ , т. е. кривые по сравнению с нормальным распределением имеют более высокую и острую вершину. Максимальное отклонение высоты пика экспериментальной кривой по сравнению с нормальным распределением наблюдается в выборке  $l/b$ :  $E_k$  изменяется в диапазоне от 4 до 5. Для площади зерен эксцесс немного превышает единицу практически в равной степени для всех зернистостей. У остальных параметров  $E_k < 1$ . По данному показателю наибольшее приближение к нормальному распределению наблюдается также для параметров  $b$  и  $d$ .





Распределение параметров зерен микрошлифпорошков:  
 $a$  – ширина  $b$ ;  $b$  – коэффициент формы  $l/b$

Таким образом, по асимметрии и эксцессу к нормальному распределению в наибольшей степени приближаются выборки ширины, приведенного диаметра и длины зерен.

Проверка гипотезы о нормальном распределении генеральной совокупности выполнена по критерию согласия Пирсона. Как и любой критерий, он не доказывает справедливость гипотезы, а лишь устанавливает на принятом уровне значимости согласие или несогласие с данными наблюдениями.

Из четырех рассмотренных зернистостей принадлежность к нормальному закону распределения ширины зерен на уровне значимости 0,95 подтверждена для зернистостей M14, M20 и M28. Распределение длины и приведенного диаметра зерен соответствует нормальному закону, при том же уровне значимости, только в одном случае. Для остальных выборок можно говорить о степени приближения распределения параметров к нормальному закону.

#### Статистические характеристики параметров микрошлифпорошков карбида кремния зеленого

Характеристики	$l$				$b$			
	M14	M20	M28	M40	M14	M20	M28	M40
$X_c$ , мкм	13,6	18,0	26,6	34,4	10,0	13,4	19,5	26,0
$S^2(X)$ , мкм <sup>2</sup>	14,6	27,1	60,4	107	9,11	17,08	36,80	65,87
$V_k$ , %	28	29	29	30	30	31	31	31
$R_b$ , мкм	25,4	33,7	50,8	75,1	22	26	38	55
$m_c$ , мкм	13,4	17,7	26,3	34,3	10	13	19	26
$M_o$ , мкм	11,8	18,0	25,8	34,0	9	12	18	25
$A_s$	0,28	0,40	0,24	0,25	0,34	0,35	0,14	0,10
$E_k$	0,32	0,58	0,48	1,10	0,63	0,25	0,17	0,65

Для параметра  $S$  размерность статистик  $X$ ,  $R_b$ ,  $m_c$  и  $M_o$  – мм<sup>2</sup>,  $S^2(X)$  – мм<sup>4</sup>.

Для параметра  $l/b$  все статистики, кроме  $V_k$ , безразмерные.

Как следует из таблицы, средние значения  $X_c$  и дисперсии  $S^2$  параметров существенно зависят от зернистости. Исключением является только коэффициент формы  $l/b$ , у которого ни среднее арифметическое, ни дисперсия не зависят от зернистости. Установлена корреляционная связь между средними значениями параметров и зернистостью, в качестве условного обозначения которой выбран нижний размер ширины зерен основной фракции  $Z$  по ГОСТ

3647 и принятый в данном стандарте в качестве цифрового условного обозначения зернистости микрошлифпорошков.

Средние арифметические значения ширины  $b_c$ , длины  $l_c$ , приведенного по площади среднего диаметра  $d_c$  и периметра зерна  $P_c$  находятся в прямой пропорциональной, а площадь  $S_c$  – в степенной зависимости от зернистости. При построении трендов в программе Excel получены следующие формулы:

$$l_c = 0,90Z, R^2 = 0,98; d_c = 0,71Z, R^2 = 0,98;$$

$$b_c = 0,67Z, R^2 = 0,98; P_c = 2,54Z, R^2 = 0,99;$$

$$S_c = 0,73Z^{1,84}, R^2 = 0,98,$$

где  $R^2$  – коэффициент достоверности аппроксимации.

Зависимость дисперсий  $S^2$  всех параметров, кроме  $l/b$  от зернистости с коэффициентом достоверности аппроксимации  $R^2 = 0,99$  представлена степенными функциями:

$$S^2(S) = 0,139Z^{3,72}, S^2(P) = 0,796Z^{1,90},$$

$$S^2(l) = 0,0857Z^{1,94},$$

$$S^2(b) = 0,0567Z^{1,92}, S^2(d) = 0,0505Z^{1,94}.$$

Другой мерой разброса данных является размах варьирования  $R_v$  и коэффициент вариации  $V_k$ . Размах представляет собой простейшую характеристику рассеивания вариационного ряда. Коэффициент вариации предназначен для сравнения рассеивания по отношению к среднему значению. Этот показатель целесообразно использовать для сравнения рассеивания величин с различным средним значением. Как безразмерный показатель,  $V_k$  удобен для сравнения величин, имеющих различную размерность.

Размах варьирования, так же как среднее значение, аппроксимирован прямой пропорциональной и степенной зависимостями:

$$b_c = 1,37Z, R^2 = 0,98; d_c = 1,40Z, R^2 = 0,97;$$

$$l_c = 1,83Z, R^2 = 0,99; P_c = 5,45Z, R^2 = 0,96;$$

$$S_c = 1,88Z^{2,00}, R^2 = 0,96.$$

Анализ коэффициента вариации показал, что относительный разброс данных практически не зависит от зернистости или среднего значения параметра. Если сравнивать между собой различные показатели, то линейные величины, т. е.  $b$ ,  $d$ ,  $l$  и  $P$  имеют приблизительно одинаковый  $V_k$  – около (27–30) %. При измерении площади  $V_k$  возрастает до 55 %. Наименьший  $V_k$  получен для коэффициента формы  $l/b$  – около 21 %.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Равикович, В. В. Зависимость точности микроскопического метода анализа зернового состава микропорошков от числа измеряемых зерен / В. В. Равикович, Т. П. Никитина, И. В. Лавров, Г. И. Ливерант // Абразивы. – 1979. – № 7. – С. 9–11.
2. Носенко В.А., Рыбанов А.А., Макушкин И.А., Шегай А.А., Букштанович К.А. Программа для автоматизированного определения геометрических параметров шлифовального зерна по фотографии «Зерно НМ ВПИ» : [программа] : свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011610144. – Зарегистрирована в Реестре программ для ЭВМ 11.01.11.
3. Елисеева, И. И. Общая теория статистики : учебник / И. И. Елисеева, М. М. Юзбашев; под ред. И. И. Елисеевой. – М.: Финансы и статистика, 2002. – 480 с.

УДК 621.922

**В. А. Носенко, А. П. Митрофанов, Г. М. Бутков**

#### **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ КОЛЕЦ ПОДШИПНИКОВ ИМПРЕГНИРОВАНИЕМ АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА**

**ВПИ (филиал)**

**Волгоградского государственного технического университета**

E-mail: avilov@volpi.ru

Предложены новые составы на основе органических соединений для пропитки абразивного инструмента. Установлено, что при шлифовании колец подшипника импрегнированным абразивным инструментом, пропитанным разработанными составами, увеличивается его ресурс не менее чем в 1,5 раза при повышении производительности операции на 20 %.

**Ключевые слова:** импрегнирование, новые составы, абразивный инструмент, шлифование колец подшипника.

We propose new formulations based on organic compounds for pro-impregnation of abrasive tools. Proved that the grinding rings bearings ka impregnated abrasive tool, impregnated developed compositions, increasing its share is not less than 1,5 times with increasing pro-ductivity operations by 20%.

**Keywords:** impregnation, abrasive tool, grinding of bearing rings, new composition.

В условиях современного подшипникового производства большое внимание уделяется увеличению производительности и качеству обработки на операциях шлифования.

Один из наиболее перспективных методов повышения эффективности процесса шлифования состоит в дополнительном введении в состав абразивного инструмента (АИ) определен-

ным образом подобранных веществ – импрегнаторов. В целях реализации данной технологии необходимо разработать составы для пропитки АИ, провести экспериментальные исследования в лаборатории и испытания в условиях производственного процесса при шлифовании колец подшипника.

По результатам теоретического анализа и опытных исследований, предложены новые импрегнаторы, относящиеся к классу органических соединений, в результате термической диссоциации которых образуются различные химически активные элементы. Основными веществами, входящими в состав для пропитки АИ, являются органические газообразователи для одного вида импрегнаторов, и амид эруковой кислоты (эрукамид) для другого вида.

К числу органических газообразователей относится азодикарбонамид (АДКА) и 4,4-оксисибс(бензолсульфонилгидразид) (OBSH). При температуре около 210° С АДКА выделяет более 220 см<sup>3</sup>/г газов. OBSH имеет более низкую температуру разложения порядка 140–150 °С и газовое число 130 см<sup>3</sup>/г (по азоту) [1].

Для введения импрегнаторов в поры круга применяли метод свободного капиллярного поднятия, как самый доступный и практичный способ пропитки АИ. Органические газообразователи в диметилсульфоксиде растворяли при температуре 40–50 °С (приоритетная справка на состав для импрегнирования № 2010124901 от 17 июня 2010 г.) с последующей сушкой АИ в печи при температуре 80–100 °С. Эрукамид вводили расплавом при температуре плавления 80–100 °С.

Для оценки эффективности разработанных импрегнаторов и с целью определить наилучший состав проведены лабораторные испытания импрегнированного инструмента, при плоском врезном шлифовании стали ШХ15. В качестве абразивного инструмента использовали шлифовальный круг характеристики 25AF60K7V. Режимы шлифования: скорость круга 28 м/с; скорость стола 12 м/мин; глубина шлифования 0,03 мм/дв. ход; объем снятого материала 4000 мм<sup>3</sup>. Шлифование выполняли с охлаждением содовым раствором (0,3 % кальцинированной соды).

Эффективность работы импрегнированного АИ оценивали по следующим параметрам: шероховатость обработанной поверхности; коэффициент шлифования; приведенные к ширине составляющие силы резания.

Анализ результатов экспериментальных исследований показывает значимое снижение составляющих сил резания при шлифовании импрегнированным АИ (табл.1).

Таблица 1

Результаты экспериментальных исследований по силам резания

Импрегнатор	Этап приработки			В конце обработки		
	$P_{Bz}, Н$	$P_{By}, Н$	$P_z/P_y$	$P_{Bz}, Н$	$P_{By}, Н$	$P_z/P_y$
Без пропитки	21	74	0,28	6	20	0,29
АДКА	16	45	0,36	5	14	0,35
OBSH	17	47	0,38	5	12	0,39
Эрукамид	14	36	0,40	6	14	0,41

Анализ зависимостей сил резания от объема снятого материала, характеризующих режимы работы круга, показывает следующее. Эффект снижения сил от импрегнирования исследуемыми составами сохраняется во всем периоде шлифования.

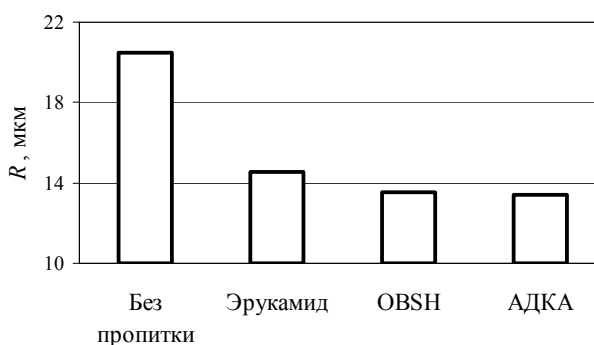


Рис. 1. Влияние импрегнирования на радиальный износ круга

Особое практическое значение имеет повышение коэффициента шлифования при использовании импрегнированного абразивного инструмента. Определяющим фактором значения коэффициента шлифования является радиальный износ круга  $R$ . Согласно результатам исследований, представленным на рисунке, применение предложенных импрегнаторов уменьшает радиальный износ круга в 1,4–1,5 раз, что существенно снижает расход инструмента при шлифовании и увеличивает производительность процесса.

Анализ результатов исследований по параметрам шероховатости обработанной поверхности при шлифовании импрегнированным инструментом не показал значимых отличий по сравнению с значениями полученными при обработке стандартным инструментом.

Рассматривая положительный эффект применения разработанных импрегнаторов можно выделить следующие моменты.

Наиболее вероятный механизм воздействия импрегнаторов из порофоров при шлифовании заключается в образовании в зоне контакта продуктов термического разложения, которые имеют газовую и твердую составляющую. Общим для импрегнаторов на основе АДКА или OBSH является, выделение большого количества газов (азот, аммиак), вступающих во взаимодействие со свежесформованными ювенильными поверхностями обрабатываемого металла, тем самым, препятствуя адгезионному взаимодействию с абразивным материалом [2].

Кроме того, образуются твердые продукты в результате реакции распада порофоров, имеющие различный химический состав. Одним из продуктов реакции разложения азодикарбонамида является циануровая кислота, положительное действие которой основано на пассивации поверхности абразивных зерен, что снижает вероятность адгезионного взаимодействия. Твердым продуктом реакции разложения OBSH является вещество, дифенилдисульфид, которое обладает высокими смазывающими свойствами вплоть до температуры разложения ( $>200$  °C) с образованием дифенилсульфида и свободной серы. Высвободившиеся сера вступает в взаимодействие с обрабатываемым металлом образуя сульфиды металлов, которые, как известно, оказывают благоприятное воздействие на процесс шлифования [3].

При не высоких температурах в зоне резания применение состава из эрукамида, основывается на проявлении смазывающего эффекта. Однако температура в процессе шлифования может достигать значений, при которых происходит термическое разложение веществ с образованием газовых продуктов. Таким образом, механизм воздействия изменяется и в зоне контакта в условиях высоких температур и давлений на свежесформованных ювенильных поверхностях происходят химические реакции с участием продуктов разложения. Эрукамид при термической диссоциации распадается с выделением трех продуктов. Это углекислый газ ( $\text{CO}_2$ ), оксид углерода (CO) и диоксид азота ( $\text{NO}_2$ ).

По результатам экспериментальных исследований лучшие показатели в совокупности па-

раметров у импрегнаторов на основе органических газообразователей. Таким образом, для проведения производственных испытаний в условиях ОАО «Волжский подшипниковый завод» на операции предварительной обработки отверстия внутреннего кольца подшипника У-2007120А подготовлена партия кругов пропитанных смесью веществ АДКА и OBSH в равных соотношениях. Испытания проводили на станке модели «Siw 5» с использованием смазочно-охлаждающей жидкости «Авазол», скорость круга – 40 м/с, характеристика круга – 1 85×36×20 25AF60LV6. Правка шлифовального круга производилась алмазным карандашом 3908-0052 ГОСТ 607–80. Периодичность правки – через каждую деталь. Подача на врезание при шлифовании стандартным инструментом  $S_{\text{ч}} = 0,5$  мм/мин, импрегнированным  $S_{\text{ч}} = 0,6$  мм/мин.

Результаты производственных испытаний (табл. 2) подтверждают эффективность применения импрегнированного абразивного инструмента составом на основе органических газообразователей.

Таблица 2

Результаты производственных испытаний

Параметры оценки	Стандартный круг	Импрегнированный круг
Ресурс круга, шт.	170–180	280–300
$R_a$ , мкм	0,7–1	0,3–1
Время цикла $T_{\text{ц}}$ , мин	1,05	0,85
Прижоги	Отсутствуют	Отсутствуют

Обеспечивается увеличения стойкости абразивного инструмента и повышение производительности операции при соблюдении требований к качеству обработанной поверхности.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Химические добавки к полимерам: справочник. – М., Химия, 1973. – 272 с.
2. Носенко, В. А. Исследование и применение азодикарбонамида для импрегнирования абразивного инструмента / В. А. Носенко, А. П. Митрофанов // Физика, химия и механика трибосистем : межвуз. сб. науч. тр. / под ред. В. Н. Латышева. – Иваново: Иван. гос. ун-т., 2010. – Вып. 9. – С. 145–150.
3. Островский, В. И. Импрегнированный абразивный инструмент: обзор/ В. И. Островский. – М., НИИМаш, 1983. – 72 с.

УДК 621.92

*Н. В. Носенко\*, И. В. Надеева\*\**

# ИССЛЕДОВАНИЕ РАСТЕКАЕМОСТИ КЕРАМИЧЕСКИХ СВЯЗОК В СИСТЕМЕ ПОЛЕВОЙ ШПАТ–БОРНАЯ ФРИТТА–ФЛЮОРИТ

**\*ВПИ (филиал)**

**Волгоградского государственного технического университета**

**\*\*ВИСТех (филиал) ВолГАСУ, г. Волжский. Россия**

E-mail: info@visteh.net

Рассмотрено влияние флюорита на растекаемость керамической связки, предназначенной для изготовления абразивного инструмента из электрокорунда. Определены концентрации флюорита, полевого шпата и борной фритты, обеспечивающие растекаемость  $150 \pm 5$  % при температуре обжига  $1100^\circ\text{C}$ .

*Ключевые слова:* абразивный инструмент, керамическая связка, растекаемость, флюорит, полевой шпат, борная фритта.

The effect of fluoride on the spread of ceramic bundles intended for the manufacture of abrasive tools made of. The concentrations of fluoride, feldspar and boric frits, providing spread  $150 \pm 5$  % at the temperature of  $1100^\circ\text{C}$  WITH.

*Keywords:* abrasive tool, ceramic bond, spread, fluorite, feldspar, boric frit.

При производстве абразивного инструмента наиболее широко используются керамические связки, основными компонентами которых являются: глина, полевой шпат и борное стекло [1]. Для улучшения физико-механических свойств связок в их состав вводят различные наполнители, в частности, флюорит, снижающий температуру плавления связки [2]. С целью исследования влияния флюорита на один из основных показателей связки – растекаемость, – методом симплекс-решетчатого планирования получена регрессионная модель растекаемости в зависимости от содержания компонентов при температуре  $1100^\circ\text{C}$  [3].

Наглядное представление о влиянии состава на растекаемость дают диаграммы изолиний. Для построения изолиний решали квадратические уравнения, полученные из регрессионной модели в псевдокомпонентах:

$$\mu_{1100} = 87z_1 + 143z_2 + 170z_3 - 40z_1z_2 - 50z_1z_3 + 10z_2z_3 + 285z_1z_2z_3; \quad (1)$$

где  $z_1, z_2, z_3$  – концентрация псевдокомпонентов соответственно полевого шпата, борной фритты и флюорита. Псевдокомпоненты определены из условия равенства единице составов, находящихся в узлах решетки Шеффе. При построении квадратического уравнения содержание одного компонента выражали через два других, например:

$$z_3 = 1 - z_1 - z_2. \quad (2)$$

Затем (2) подставляли в основную регрессионную зависимость (1). Далее содержание одного из оставшихся компонентов считали из-

вестным и получали квадратическое уравнение относительно содержания второго компонента. Например, считая неизвестным содержание первого компонента, из (1) получены квадратные уравнения растекаемости для температуры обжига  $1100^\circ\text{C}$ :

$$\mu_{1100} = Az_1^2 + Bz_1 + C; \quad (3)$$

где  $A = -285z_2 + 50$ ;  $B = -285z_2^2 + 285z_2 - 133$ ;  $C = 10z_2^2 - 177z_2 + 170$ .

Решая уравнение (3) для заданных значений  $\mu$  и  $z_2$ , получены искомые значения  $z_1$ , удовлетворяющие условиям:

$$1 \geq z_1 \geq 0, \quad z_1 + z_2 \leq 1. \quad (4)$$

На рис. 1 представлены изолинии равных значений растекаемости для температуры спекания  $1100^\circ\text{C}$ .

С уменьшением содержания компонента  $A_1$ , в которой приоритет отдан полевоому шпата, за счет увеличения содержания компонентов  $A_2$  и  $A_3$  с приоритетом соответственно борной фритты и флюорита, растекаемость увеличивается. В рассмотренном диапазоне концентраций вариационный размах содержания полевого шпата и борной фритты одинаков и составляет 25 %. Вариационный размах флюорита всего 9 %. Если содержание полевого шпата при температуре  $1100^\circ\text{C}$  уменьшать только за счет борной фритты, растекаемость связки возрастает с 87 до 148 % или в 1,6 раза. Если с увеличением содержания борной фритты увеличивать и количество флюорита, растекаемость связки может достигать 170 %.

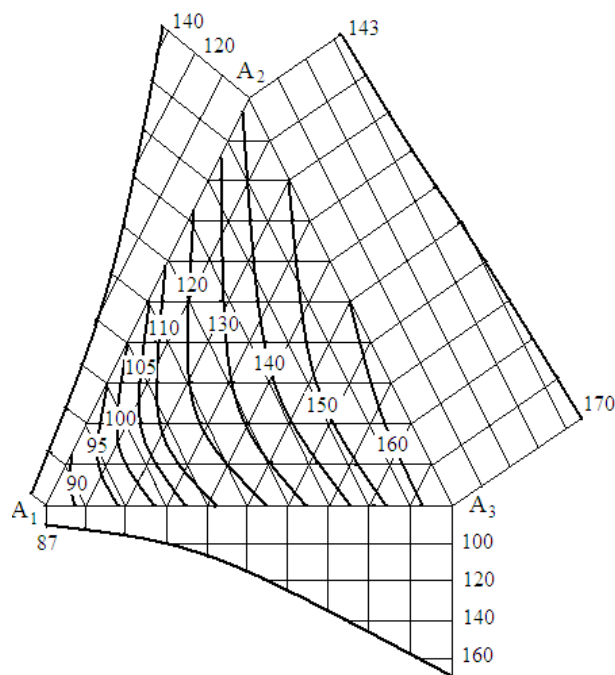


Рис. 1. Изолинии растекаемости связки (%) при температуре 1100 °С

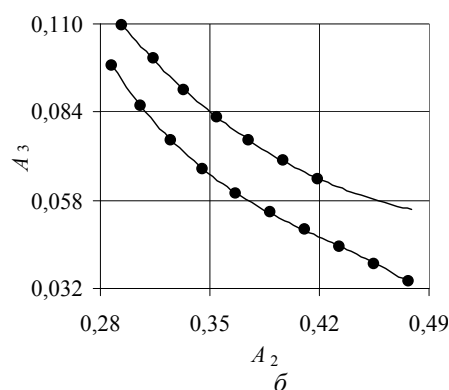
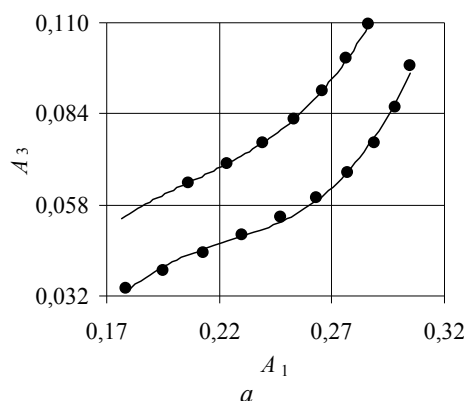


Рис. 2. Границы оптимальных сочетаний компонентов, удовлетворяющие условию (4.16) в двухкомпонентных системах полевого шпата  $A_1$  – флюорит  $A_3$  (а) и борная фритта  $A_2$  – флюорит  $A_3$  (б)

Для расчета действительного содержания компонентов связки по значениям  $A_i$ ,  $B_i$  и  $C_i$ , их перевели из псевдокоординат  $z_i$  в псевдокомпоненты  $x_i$  и, с учетом первого нормирования [3], получали комбинацию концентраций соответственно полевого шпата  $X_1$ , борной фритты  $X_2$  и флюорита  $X_3$  в пятикомпонентной системе экспериментальной связки.

Кроме количественной оценки растекаемости большое значение имеет визуальная оценка состояния образца после обжига и прочность на разрыв абразивного черепка, полученного с использованием данной связки. Серийная керамическая связка после термообработки при температуре 1250 °С из цилиндрика превращается в

Значение растекаемости связки К5 при температуре обжига 1250 °С будем считать оптимальным. Для принятых условий  $\mu = 147 \pm 4$  %. С учетом результатов предварительных экспериментов оптимальное значение растекаемости керамической связки для принятых условий испытаний принято в диапазоне:

$$140 \% \leq \mu_0 \leq 155 \%. \quad (5)$$

По регрессионной зависимости (1) определены возможные сочетания компонентов, соответствующие граничным условиям (5) (рис. 2).

Следует отметить, что полученные данные согласуются с опытными составами связок 8–15, использованных ранее для проверки адекватности регрессионной модели (1) на растекаемость, представленных в координатах псевдокомпонент. Все концентрации, кроме 8 [3], предназначены именно для проверки интервала (5), определяющего основную задачу исследований.

полусферу (каплю). Полусфера представляет собой непроваренное стекло с наличием мелких пузырьков. Иногда связка К5 после обработки при температуре обжига инструмента имеет фарфоровидное состояние. Но и в этом случае форма капли близка к полусфере, диаметр которой по сравнению с исходным диаметром цилиндрика возрастает в среднем в 1,5 раза.

При растекаемости от 160 % и выше плавление связки сопровождается образованием в ее объеме больших пузырей, что отрицательно сказывается на прочности абразивного черепка. При растекаемости менее 140 % состояние, как правило, фарфоровидное, но прочность абразивного черепка также снижается.

Из этого следует, что найденные по корреляционной зависимости (1) с учетом условия (5) количественные сочетания компонентов связки, обеспечивают максимальную прочность абразивного черепка при температуре обжига 1100 °С.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Гаршин, А. П.* Абразивные материалы и инструменты. Технология производства: учеб. пособие / А. П. Гар-

шин, С. М. Федотова. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2008. – 1010 с.

2. *Носенко, Н. В.* Флюоритосодержащие связки для абразивного инструмента / Н. В. Носенко // Инструмент и технологии, 2003. – № 13–14. – С. 69–73.

3. *Носенко, Н. В.* Регрессионная модель растекаемости керамической связки с флюоритом/ Н. В. Носенко, В. М. Шумячер, И. В. Надеева // Известия Волгоградского государственного технического университета: межвуз. сб. науч. ст. №12(72) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2010. – С. 34–36. (Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 6).

УДК 621.9.015

**Ю. Н. Полянчиков, Д. В. Крайнев, А. Р. Ингеманссон, С. О. Щедриков**

### **ПРИСПОСОБЛЕНИЕ ДЛЯ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ С ОПЕРЕЖАЮЩИМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ**

**Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: techmash@vstu.ru

Описаны служебное назначение, конструкция, принцип работы и технические характеристики приспособления для токарной обработки с опережающим пластическим деформированием (ОПД).

*Ключевые слова:* резание, токарная обработка, опережающее пластическое деформирование (ОПД), обкатка, приспособление.

The working assignment, the construction, operation principle and technical characteristics of the device for turning with advancing plastic deformation (APD) are described.

*Keywords:* cutting, machining by turning, advancing plastic deformation (APD), rolling action, device.

Применение опережающего пластического деформирования (ОПД) является средством повышения эффективности процесса резания, в частности труднообрабатываемых материалов. Оно заключается в совмещении двух видов воздействия на материал заготовки опережающего (предварительного) поверхностного пластического деформирования и непосредственно процесса резания. При этом к моменту начала съема припуска на обработку часть работы, затрачиваемой режущим инструментом на пластические деформации в процессе стружкообразования, заранее выполняется специальным устройством. Изменение свойств обрабатываемого материала после стадии ОПД обуславливает формирование таких условий протекания физических процессов в зоне резания, которые способствуют снижению износа инструмента, повышению качества и производительности обработки [1], [2], [3].

ОПД может производиться по обрабатываемой поверхности или по поверхности резания. Каждый из представленных приемов отличают как достоинства, так и некоторые недостатки. Осуществление ОПД при точении по поверхности резания обеспечивает возможность обрабатывать ступенчатые поверхности на всю длину шейки. Этого достоинства лишена схема

с обкаткой по обрабатываемой поверхности. Первому способу свойственен следующий недостаток – необходимость варьирования размеров роликов и их наклона в зависимости от глубины резания и главного угла в плане режущего инструмента. При осуществлении обкатки по обрабатываемой поверхности данная проблема не возникает.

Исследовательским коллективом кафедры ТМС ВолгГТУ был разработан способ обработки резанием с ОПД по обрабатываемой поверхности, защищенный патентом на изобретение РФ [4].

Среди труднообрабатываемых материалов следует отметить коррозионно-стойкие стали. Их обработка характеризуется повышенным износом инструмента, низким качеством получаемых поверхностей, необходимостью вынужденного занижения режимов резания.

Повышение эффективности процесса резания этих материалов предполагается авторами за счет применения ОПД. На данном этапе создается пластически деформированный слой определенной глубины и степени упрочнения, характеризующийся структурно-фазовыми и энергетическими изменениями. Для представленного способа обработки важным технологи-

ческим параметром является пластичность материала заготовки, выражаемая условным пределом текучести  $\sigma_{0.2}$ . Это свойство определяет необходимую величину нагрузки внедрения индентора в контртело для создания требуемой глубины наклепанного слоя. В таблице представлены значения усилия, прикладываемого к

ролику при обкатке различных классов коррозионно-стойких сталей, рассчитанные по методике [5], учитывающей кривизну контактирующих тел. Данные расчета, представленные в таблице, свидетельствуют о существенном разбросе необходимых значений усилия деформирования для различных сталей.

**Расчетные величины усилий, прикладываемых к ролику, необходимых для получения заданной глубины наклепа при обкатке различных классов коррозионно-стойких сталей**

Марка коррозионно-стойкой стали	Класс	Условный предел текучести $\sigma_{0.2}$ (сортовой прокат ГОСТ 5949-75), МПа	Глубина наклепа $h$ , мм	Необходимое усилие деформирования $P$ , Н	Глубина наклепа $h$ , мм	Необходимое усилие деформирования $P$ , Н	Глубина наклепа $h$ , мм	Необходимое усилие деформирования $P$ , Н
12X18H10T	Аустенитный	196	1	431	2	1725	3	3882
20X13	Мартенситный	440	1	1169	2	4679	3	10528
08X13	Ферритный	410	1	1013	2	4053	3	9120

Таким образом, существует необходимость создания приспособления для ОПД по обрабатываемой поверхности, позволяющего выполнять упрочнение сталей в достаточно широком диапазоне рабочих нагрузок.

Такое приспособление для токарной обработки было создано на кафедре ТМС ВолгГТУ. Принципиальная схема и внешний вид устройства показаны на рис. 1, 2, 3, 4. Конструкция позволяет выполнять ОПД (обкатку) и резание одновременно (за счет возможности закрепления режущего инструмента в резцедержателе (поверхность  $A$ )) и поэтапно (см. рис. 1). Два деформирующих элемента расположены oppositely друг другу, что исключает отрицатель-

ные черты, свойственные схеме одностороннего деформирования, а именно негативное воздействие радиальной силы на работу подшипников шпинделя и задней бабки станка, а также недостаточную жесткость системы, что не позволяет обрабатывать длинные валы и оси. ОПД обкаткой осуществляется роликами. Первый деформирующий узел состоит из цилиндрической пружины сжатия 1 и штока 2, несущего ролик 3, расположенных в стакане 4 (см. рис. 1). Второй деформирующий узел состоит из цилиндрической пружины сжатия 5, штока 6, несущего ролик 7, толкателя 8 и винта 9 с трапецеидальной резьбой, расположенного в торцевой части корпуса стакана 10.

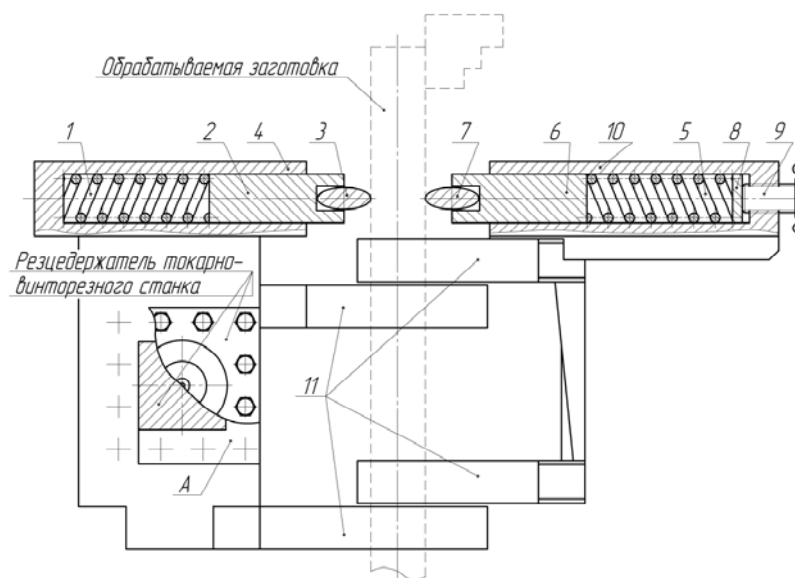


Рис. 1. Принципиальная схема приспособления для токарной обработки с ОПД



Одна часть приспособления, несущая первый деформирующий узел, устанавливается в резцедержателе станка. Другая, несущая второй деформирующий узел, устанавливается на специально изготовленных крепежных элементах, расположенных на каретке суппорта. Рабочая нагрузка сообщается первому деформирующему узлу посредством поперечной подачи станка, второму – посредством вращения винта с трапецеидальной резьбой. Давление штокам передается по упругой схеме благодаря пружинам сжатия, что исключает отрицательные черты, присущие жесткой схеме, например вибрации. Сдвижные салазки *II* (см. рис. 1) служат для точной установки частей приспособления (деформирующие ролики должны быть расположены оппозитно друг другу). Регулировка положения осуществляется посредством механизма подачи верхних салазок суппорта.



Рис. 2. Приспособление для токарной обработки с ОПД (главный вид)



Рис. 3. Приспособление для токарной обработки с ОПД (вид сбоку)

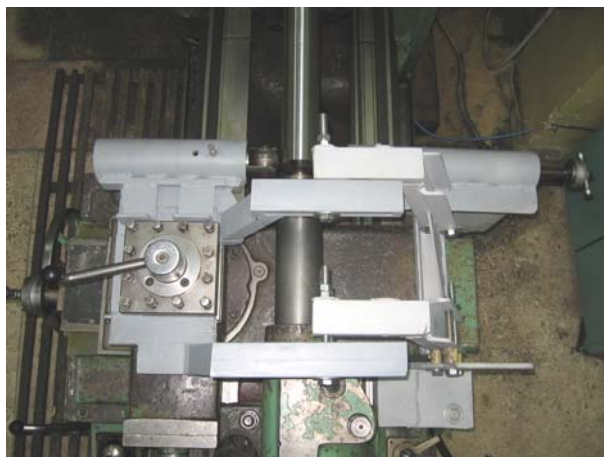


Рис. 4. Приспособление для токарной обработки с ОПД (вид сверху)

Приспособление позволяет производить обкатку тел вращения с наружным диаметром до 180 мм. Предусмотрена возможность увеличения диаметра обработки до 300 мм для токарно-винторезного станка 1М63. При условии изменения размеров крепежных элементов приспособление может использоваться на станках иных моделей. Характеристики используемых пружин определяют развиваемое усилие деформирования. Например, пружины одного из комплектов позволяют работать с нагрузками до 12000 Н.

Таким образом, представленное приспособление для ОПД позволяет выполнять ОПД на токарно-винторезных станках в достаточно широком диапазоне рабочих нагрузок; обрабатывать заготовки различных размеров; обеспечить жесткость обработки, избежать вибраций и негативного влияния схемы одностороннего деформирования на работу подшипников шпинделя и задней бабки станка.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Подураев, В. Н. Способ обработки резанием с опережающим пластическим деформированием / В. Н. Подураев, В. М. Ярославцев, Н. А. Ярославцева // Вестник машиностроения. – 1971. – № 4. – С. 64–65.
2. The improvement of stainless steels machining parameters at the use of cutting with advancing plastic deformation / Ю. Н. Поляничков, Д. В. Крайнев, П. А. Норченко, А. Р. Ингеманссон, С. О. Щедриков, В. В. Амельченко, А. В. Раздвогин // International journal of applied and fundamental research (Черногория). – 2011. – № 2. – С. 42–43. – Англ.
3. Крайнев, Д. В. Улучшение обрабатываемости резанием сталей с различным строением при опережающем пластическом деформировании / Д. В. Крайнев, П. А. Норченко, А. Р. Ингеманссон // Теплофизические и технологические аспекты управления качеством в машиностроении: тр. II междунар. науч.-техн. конф. (Резниковские чтения).

ния) / Тольяттинский гос. ун-т. – Тольятти, 2008. – Ч. II. – С. 26–31.

4. Пат. 2399460 РФ, МПК В 23 В 1/00. Способ обработки деталей резанием с опережающим пластическим деформированием / Ю. Н. Полянчиков, П. А. Норченко, Д. В. Крайнев, А. Р. Ингеманссон, Л. А. Качалова, Л. С. Ангеловская; ГОУ ВПО ВолгГТУ. – 2010.

5. Дрозд, М. С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М. С. Дрозд, М. М. Матлин, Ю. И. Сидякин. – М.: Машиностроение, 1986. – 224 с.

6. Браславский, В. М. Технология обкатки крупных деталей роликами / В. М. Браславский. – 2-е изд. – М.: Машиностроение, 1975. – 160 с.

7. Норченко, П. А. Устройство для резания с опережающим пластическим деформированием встречно-направленного действия / П. А. Норченко // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2010. – № 2. – С. 80–83.

8. Папшев, Д. Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием / Д. Д. Папшев. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с.

9. Шнейдер, Ю. Г. Инструмент для чистовой обработки металлов давлением / Ю. Г. Шнейдер. – Л.: Машиностроение, 1970. – 248 с.

УДК 621.923

**Ю. Н. Полянчиков, А. Л. Плотников, М. Ю. Полянчикова, О. А. Курсин**

### **ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ОДНОКОМПОНЕНТНОГО АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ПОСЛОЙНОМ СМЕШИВАНИИ ИСХОДНЫХ СОСТАВЛЯЮЩИХ**

**Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: techmash@vstu.ru

В статье приведены результаты исследований по составлению исходной смеси абразивных зерен при получении инструмента без связки с дополнительным дроблением. Сделан вывод о том, что послойное заполнение пресс-формы сокращает количество зерен крупной фракции в объеме инструмента, что снижает риск появления глубоких рисок-царапин на обрабатываемой поверхности.

**Ключевые слова:** обработка гильз двигателей, абразивный инструмент, ударное прессование, состав абразивного инструмента.

This article has been presented the results of research on cooking of initial mixture abrasive grains for tool without binder with additional crushing getting. It was drawn the conclusion that level-by-level filling of a compression mold decreases quantity of large fraction grains in the tool that reduces risk of deep scratches on a processed surface occurrence.

**Keywords:** engine sleeve machining, abrasive tool, impact molding, abrasive tool structure.

Целью создания нового однокомпонентного абразивного инструмента с дополнительным дроблением [5] является повышение равномерности распределения абразивных зерен в объеме инструмента и уменьшение количества зерен крупной фракции (по отношению к основной).

Авторами настоящих исследований было установлено, что при получении однокомпонентного абразивного инструмента из электрокорун-

да белого методом ударного прессования и высокотемпературного спекания по способам [1, 2, 3, 4] распределение размеров абразивных зерен подчиняется закону, представленному на рис. 1 (для получения размеров зерен основной фракции для микропорошков зернистостью М40).

Такое распределение размеров абразивных зерен значительно уменьшает количество зерен более крупной фракции по сравнению с их наличием в стандартном абразивном инструменте (согласно ГОСТ 3647–80) с 27 % до 13 %.

Однако даже такое уменьшение количества зерен крупной фракции не исключает появление на поверхности обрабатываемых высокоответственных высокоточных деталей (деталей гидро- и пневмоцилиндров, гильз цилиндров автомобильных и тракторных двигателей и т. д.) глубоких рисок-царапин даже после самой последней механической обработки - полирования мелкозернистым инструментом с использованием микропорошков М40 и М28.

С целью уменьшения количества зерен крупной фракции в объеме однокомпонентного

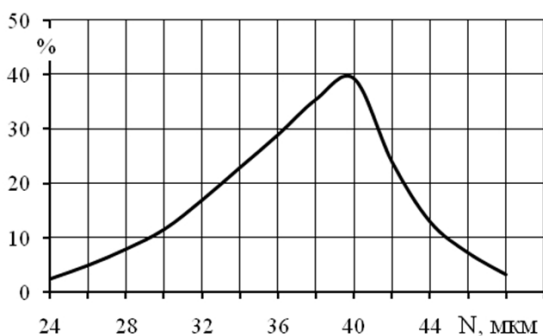


Рис. 1. Кривая распределения размеров зерен в однокомпонентном абразивном инструменте, полученном по способу, описанному в [1, 2, 3, 4]

абразивного инструмента было предложено дополнительное дробление крупных зерен электрокорунда белого при его прессовании путем добавления в абразивную смесь исходных зерен карбида бора зернистости по Патенту РФ [5]. При проведении настоящих исследований было установлено, что равномерное смешивание зерен электрокорунда белого и карбида бора соответствующих зернистостей не дает желаемого результата. Это связано с тем, что при заполнении пресс-формы при таком соотношении размеров абразивных составляющих смеси, ударная волна при своем прохождении по высоте засыпки пресс-формы уменьшается по мощности, т. к. она расходуется на раздробление составляющих абразивной смеси и на фор-

мирование адгезионных и когезионных связей между зернами.

В результате, на верхних уровнях засыпки пресс-формы после прохождения ударной волны остаются зерна мелкой фракции, а на нижнем – зерна более крупной фракции. Результаты этих исследований привели к выводу о том, что для создания модифицированного однокомпонентного инструмента необходимо формировать новый инструмент путем послойного смешивания зерен электрокорунда белого и карбида бора. При этом смесь абразивных зерен на верхнем уровне засыпки должна состоять из зерен крупной фракции, а на нижнем – зерен более мелкой фракции.

Результаты настоящих исследований на рис. 2.

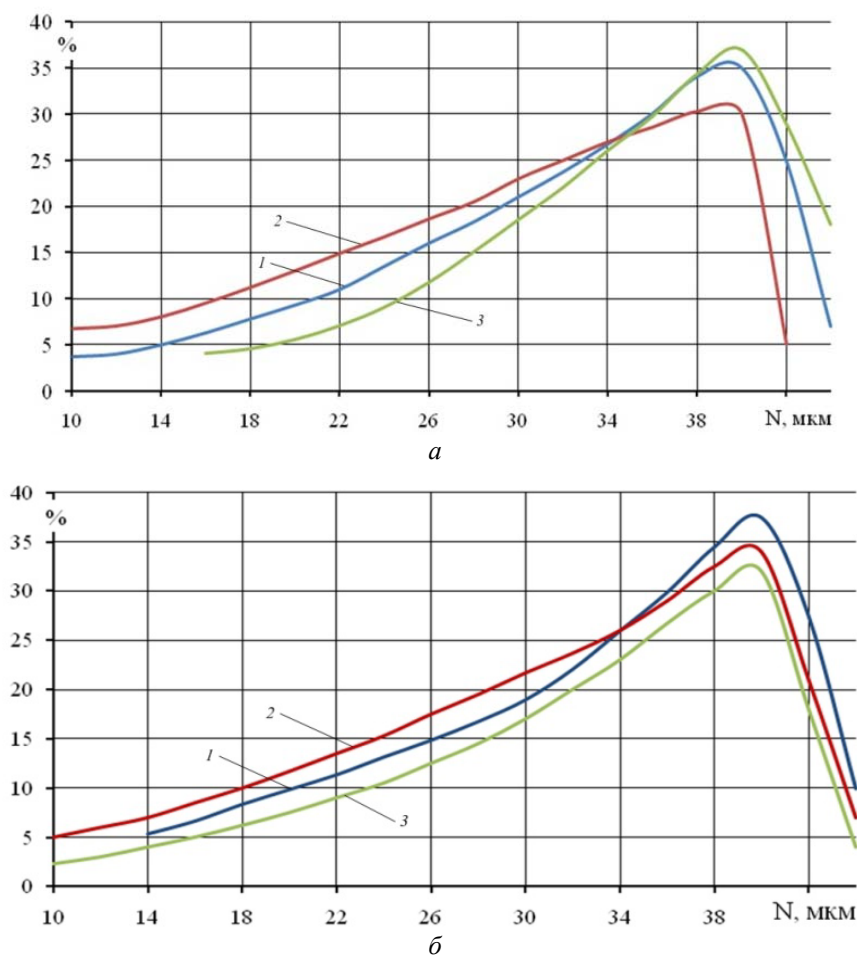


Рис. 2. Распределение размеров зерен электрокорунда белого после ударного прессования:  
*а* – равномерное смешивании в исходной абразивной смеси зерен электрокорунда белого и карбида бора;  
*б* – послойное заполнение исходной абразивной смеси зерен электрокорунда белого и карбида бора;  
 1 – во всем объеме засыпки, 2 – в верхнем уровне засыпки, 3 – в нижнем уровне засыпки

Анализ графических зависимостей, представленных на рис. 2, позволяет сделать вывод о том, что послойное заполнение абразивных составляющих значительно снижает количест-

во зерен крупной фракции в объеме инструмента, что исключает возможность появления крупных рисок-царапин на обрабатываемой поверхности.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 673446 Российская Федерация, МПК В 24 D 17/00. Способ изготовления абразивных изделий / В. М. Оробинский, Ю. Н. Полянчиков, Н. В. Талантов. – Оpubл. 17.03.1993, Бюл. № 7.
2. Пат. 2071908 Российская Федерация, МПК В 24 D 17/00. Способ изготовления абразивного и алмазного инструмента / В. М. Оробинский, Ю. Н. Полянчиков, А. И. Банников. – Оpubл. 20.01.1997, Бюл. № 2.
3. Пат. 2086395 Российская Федерация, МПК В 24 D 18/00. Способ изготовления абразивных изделий / В. М. Оро-

бинский, Ю. Н. Полянчиков, А. И. Курченко, А. И. Банников, А. Г. Головкин, Ю. В. Бобынин. – Оpubл. 10.08.1997, Бюл. № 22.

4. Пат. 2117569 Российская Федерация, МПК В 24 D 17/00. Способ изготовления абразивного и алмазного инструмента / В. М. Оробинский, Ю. Н. Полянчиков, А. И. Курченко. – Оpubл. 20.08.1998, Бюл. № 23.

5. Пат. 2293013 Российская Федерация, МПК В 24 D 18/00 (2006. 01). Способ изготовления абразивных изделий / Ю. Н. Полянчиков, М. Ю. Полянчикова, А. А. Кожевникова, А. А. Емельяненко, Н. В. Ангеловская, Д. В. Крайнев. – Оpubл. 10.02.2007, Бюл. № 4.

УДК 621.787.4

*Ю. И. Сидякин, А. В. Трунин*

# ОБОБЩЕННАЯ ДИАГРАММА УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО КОНТАКТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: stanki@vstu.ru

Предложена аппроксимационная зависимость обобщенной диаграммы упругопластического контактного взаимодействия твердых тел применительно к анализу процессов упрочняющей механической обработки валов с применением методов поверхностного пластического деформирования.

*Ключевые слова:* диаграмма деформирования, интенсивность контактной деформации, глубина наклепа, тороидальный и сферический инденторы.

Approximation dependence of the solids elastoplastic contact strain-stress diagram according to the shafts hardening treatment analysis in the context of the processes of surface plastic deformation is proposed.

*Keywords:* stain-stress diagram, contact elastoplastic strain intensity, work hardening depth, toroidal and spherical indenter.

Процессы упрочняющей механической обработки деталей методами поверхностного пластического деформирования (ППД) имеют свои специфические особенности, которые заключаются в том, что при обкатке валов роликами (шариками) упругопластическая деформация материала в каждый момент времени носит местный (локальный) характер, протекает в условиях циклического контактного нагружения и неоднородна в различных точках пластически деформированного объема. Однако при достаточной длительности обработки, когда процесс деформирования стабилизируется, можно считать итоговое состояние поверхностного слоя вала близким к тому, которое получается при монотонном нагружении: деформация становится однородной в концентрических цилиндрических слоях (поверхностях) и симметричной относительно оси вала. В этих условиях с достаточным для практики приближением процессы обкатки гладких участков валов тороидальными роликами (шариками) можно условно рассматривать как монотонные, а весь процесс обработки считать состоящим из двух однократно сменяющихся этапов – нагружения и упругой разгрузки [1, 2].

Из условия существования обобщенной диаграммы деформирования материала  $\sigma_i(\epsilon_i)$ , не зависящей от вида напряженного состояния [3], следует, что физический смысл интенсивностей напряжений  $\sigma_i$  и деформаций  $\epsilon_i$  в равной степени сохраняются не только при одноосном растяжении (или сжатии), но и при других более сложных способах деформирования, к которым относится, в частности, простое контактное нагружение в сочетании с явлениями, сопровождающими процессы упрочняющей обработки деталей ППД.

Процесс деформирования материала вала при однократном внедрении в его поверхность инденторов различных форм и размеров сопровождается образованием остаточной лунки глубиной  $h$ , ограниченной контуром близким к эллиптическому (рис. 1). Характер изменения интенсивности остаточной деформации на оси внедрения в пределах глубины  $z_s$  упрочненного слоя подробно исследован в работе [4] и уточнен нами позже [5, 6]. Однако закономерности изменения интенсивности напряжений в пластически деформированной области вдоль этой же оси практически не исследованы, по-

этому для описания зависимости  $\sigma_i(\varepsilon_i)$  нами использованы результаты исследования работы [7], которые были получены для одноосного растяжения (сжатия) различных сталей.

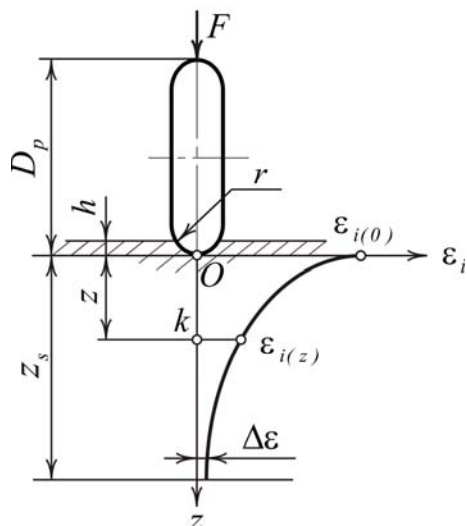


Рис. 1. Схема контакта тороидального ролика с полупространством и распределение интенсивности пластической деформации по толщине упрочненного слоя

Вопросами аппроксимации экспериментальных диаграмм деформирования, характеризующих сопротивление материала растяжению статической нагрузкой при напряжениях за пределом упругости, занимались многие ученые, среди которых: П. В. Бриджмен, А. Надаи, А. А. Ильющин, Н. А. Махутов, В. Н. Шалин и мн. др. Среди предложенных ими зависимостей наиболее широкое применение получила степенная аппроксимация вида

$$\sigma_i = \sigma_T \left( \frac{\varepsilon_i}{\Delta \varepsilon} \right)^n, \quad (1)$$

где дополнительно  $\sigma_T$  – предел текучести материала,  $\Delta \varepsilon$  – допуск остаточной деформации на условном пределе текучести  $\sigma_{0,2}$  (согласно ГОСТ 1497–84  $\Delta \varepsilon = 0,002$ ),  $n$  – показатель степени.

В соответствии с изложенным выше контактное взаимодействие тел представим двумя одновременно протекающими процессами деформирования: упругим и пластическим, и будем считать, что интенсивность деформации  $\varepsilon_i$  в контакте складывается из упругой  $\varepsilon_{iупр}$  и остаточной  $\varepsilon_{iост}$  составляющих (рис. 2). Вполне очевидно, что при разгрузке, начиная с напряжений, интенсивность которых близка к  $\sigma_{0,2}$ ,

в деформируемом материале «остается» часть остаточной деформации равная  $\Delta \varepsilon$ . Поэтому процесс деформирования удобнее рассматривать с началом в точке  $O'$  (см. рис. 2), как это принято при анализе традиционных диаграмм растяжения материалов с физическим пределом текучести  $\sigma_T$ .

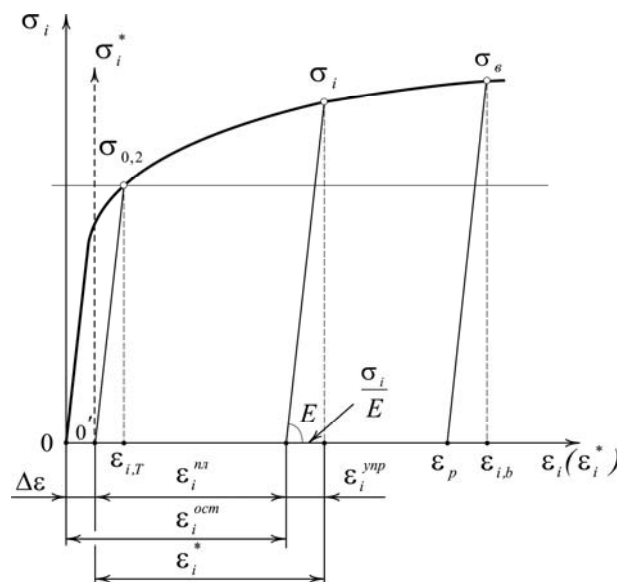


Рис. 2. Диаграмма упругопластического контактного деформирования материала

В этом случае интенсивность пластической деформации  $\varepsilon_{iпл}$ , которая накапливается в элементарных объемах материала в процессе активного этапа нагружения, начиная с напряжений за пределом текучести, и интенсивность упругопластической деформации  $\varepsilon_i^*$  определяются выражениями (см. рис. 2)

$$\begin{aligned} \varepsilon_{iпл} &= \varepsilon_{iост} - \Delta \varepsilon, \\ \varepsilon_i^* &= \varepsilon_{iпл} + \varepsilon_{iупр}, \end{aligned}$$

где дополнительно  $\varepsilon_{iупр}$  – упругая составляющая интенсивности деформации; она на всех этапах нагружения разная и находится по соотношению  $\varepsilon_{iупр} = \sigma_i / E$ .

Теперь представим диаграмму упругопластического контактного деформирования материалов, связывающую интенсивность напряжений с интенсивностью деформаций на оси  $z$  внедрения, в виде, аналогичном уравнению (1), т. е.

$$\sigma_{i(z)} = K \left( \frac{\varepsilon_{i(z)}^*}{\Delta \varepsilon} \right)^m = K \left( \frac{\varepsilon_{i(z)}}{\Delta \varepsilon} - 1 \right)^m, \quad (2)$$

где коэффициенты степенной аппроксимации



$$m = \frac{\ln(\sigma_b / \sigma_{0,2})}{\ln\left(\frac{E}{\sigma_{0,2}}(\varepsilon_p - \Delta\varepsilon) + \frac{\sigma_b}{\sigma_{0,2}}\right)} \quad (3)$$

$$и \quad K = (E\Delta\varepsilon)^m \sigma_{0,2}^{1-m} \quad (4)$$

определяются начальными условиями: а) при  $\varepsilon_{i(z)}^* = \sigma_{0,2}/E$   $\sigma_{i(z)} = \sigma_{0,2}$  и б) при  $\varepsilon_{i(z)}^* = \varepsilon_p - \Delta\varepsilon + \sigma_b/E$   $\sigma_{i(z)} = \sigma_b$ . В приведенных выражениях:  $E$  – модуль нормальной упругости,  $\sigma_b$  – временное сопротивление и  $\varepsilon_p$  – предельная равномерная деформация материала, которая по своему физическому смыслу является критической не только при растяжении (сжатии), но и при контактом сжатии тел.

В выражении (2) интенсивность упругопластической деформации  $\varepsilon_{i(z)}$  включает упругую  $\varepsilon_{i(z)}^{упр} = \sigma_{i(z)}/E$  (см. рис. 2) и остаточную  $\varepsilon_{i(z)}^{ост}$  составляющие интенсивности деформации,

**Расчетные значения параметров степенной аппроксимации для сталей**

Марка стали	$\sigma_T (\sigma_{0,2})$	$\sigma_b$	$m$	$K$
	МПа		–	МПа
20	250	420	0,103	262
30	300	500	0,109	310
40	340	580	0,120	347
45	360	610	0,122	365
50	380	640	0,123	382
60	410	690	0,128	409
09Г2	310	450	0,081	316
20Х	650	800	0,064	630
40Х	800	1000	0,078	758
45Х	850	1050	0,077	802
18ХГТ	900	1000	0,040	871
30ХГС	850	1100	0,094	792
30ХН2МФА	800	900	0,041	778

при этом последняя определяется по результатам наших исследований, описанных в работах [5, 6].

Ниже в таблице приведены значения параметров  $m$  и  $K$  аппроксимационной зависимости (2), рассчитанные по формулам (3) и (4) для ряда сталей по значениям  $\sigma_T$  (или  $\sigma_{0,2}$ ) и  $\sigma_b$ , заимствованных из работ [7, 8].

Из анализа данных таблицы видно, что по значениям рассчитанных параметров уравнения (1) и (2) практически равноценны, и поэтому зависимость (2) может быть рекомендована к практическому использованию, в частности, для исследования полей остаточных напряжений в валах при ППД.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Дрозд, М. С. Аналитическое исследование остаточных напряжений, вызванных поверхностным наклепом / М. С. Дрозд // Изв. вузов МВО СССР. – М.: Машиностроение, 1958. – № 5. – С. 42–50.
2. Браславский, В. М. Технология обкатки крупных деталей роликами / В. М. Браславский. – М.: Машиностроение, 1975. – 160 с.
3. Безухов, Н. И. Основы теории упругости, пластичности и ползучести / Н. И. Безухов. – М.: Высшая школа, 1968. – 512 с.
4. Дрозд, М. С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М. С. Дрозд, М. М. Матлин, Ю. И. Сидякин. – М.: Машиностроение, 1986. – 224 с.
5. Сидякин, Ю. И. Расчет интенсивности деформации под остаточной вмятиной с эллиптическим контуром / Ю. И. Сидякин, А. В. Трунин // Деформация и разрушение материалов и наноматериалов. DFMN 2009 : сб. матер. 3-ей Межд. конф., ИМет. – М., 2009. – С. 384–385.
6. Сидякин, Ю. И. Сферическая модель исследования контактной упругопластической деформации / Ю. И. Сидякин, А. В. Трунин, А. Н. Шевцов // Известия ВолгГТУ. Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 6 : межвуз. сб. науч. ст. № 12(72) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2010. – С. 48–52.
7. Махутов, Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность / Н. А. Махутов. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
8. Когаев, В. П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность / В. П. Когаев, Н. А. Махутов, А. П. Гусенков // Справочник. – М.: Машиностроение, 1985. – 224 с.

*Н. Я. Смольников, Ю. Г. Коновалова, А. С. Бочкарев, М. С. Меншиков.*

**Волгоградский государственный технический университет**

Данная статья посвящена экспериментальным исследованиям стойкости фрез, являющейся значительным показателем производительности процесса зубофрезерования. Объектом исследования являются фрезы со стандартным и модифицированным профилем. Полученные экспериментальные зависимости представлены в графическом виде.

This article is devoted experimental researches of endurance of the milling cutters, which is a significant factor of gear milling productivity. The objects of the study are milling cutters with standard and modified profile. The received experimental dependences are presented in the graphic form.

Производительность процесса зубофрезерования в значительной степени определяется стойкостью инструмента. Как правило, стойкость его определяется экспериментальным путем на основе проведения большого количества экспериментов, поэтому нашей задачей является экспериментальное определение стойкости зависимостей фрез со стандартной схемой резания и фрез с модифицированными зубьями [1] от скорости резания и величины подачи.

Зубья фрезы чередуются через один по витку порядке, уменьшенные по толщине и заниженные по высоте с общим участком профиля [2]. Последний выполнен в виде радиуса, которым сопряжены периферийная кромка уменьшенного по толщине зуба и боковые кромки заниженного по высоте зуба. При этом центр указанного радиуса расположен на биссектрисе угла, образованного упомянутыми режущими кромками, принадлежащими соседним по витку зубьям (рис. 1). Благодаря такой схеме резания повышается чистота галтелей впадин зубьев нарезаемого колеса, следовательно, повышается качество обрабатываемой поверхности.

Для проведения эксперимента была изготовлена партия фрез, имеющих угол профиля зуба 20, 17, 15, 12°, модули 2; 3; 4 и 5 из стали Р6М5. Основная серия экспериментов проводилась при нарезании колес из стали 40Х с максимально допустимой величиной износа  $h_{\text{изн}} = 1,0$  мм и числом зубьев нарезаемого колеса  $z = 40$ .

Зубчатые колеса нарезались в лаборатории «Металлорежущие станки и инструменты» ВолгГТУ на зубофрезерном станке мод. 5312 с применением прижимного приспособления.

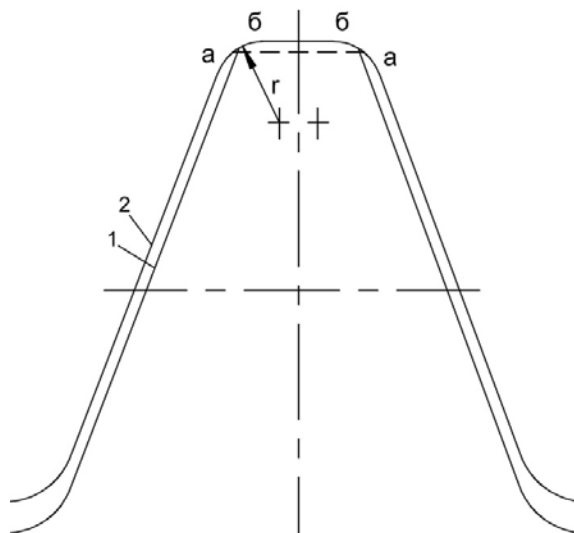


Рис. 1. Червячно-модульная фреза модифицированного профиля с одинаковым радиусом закругления:  
1 – зубья, уменьшенные по толщине; 2 – зубья, заниженные по высоте

Процесс обработки осуществлялся при скорости резания  $V = 37$  м/мин и подаче  $S = 1,5$  мм/об при встречном методе фрезерования. В качестве смазывающе-охлаждающей жидкости применялся сульфозфрезол. Несколько заниженные режимы обработки и материал заготовки взяты для получения более стабильных результатов.

За критерий износа была взята величина наиболее изношенного по задней поверхности зуба, равная 1,0 мм, измеряемого при помощи бинокулярной лупы с ценой деления 0,038 мм. По количеству обработанных деталей до получения критерия износа и машинному времени на обработку одной детали определялась стойкость той или иной фрезы, причем для определения действительной стойкости проводилось

пять и более экспериментов. После каждого эксперимента фрезы затачивались по передней поверхности на заточном станке мод. ЗА64 при одинаковых режимах и одинаковыми кругами в две операции: предварительную и окончательную. Припуск на окончательную операцию со-

ставлял порядка 0,1–0,15 мм.

Результаты опытов по определению влияния модуля на стойкость фрез со стандартной схемой резания и модифицированных фрез, имеющих различный угол профиля, показаны на рис. 2.

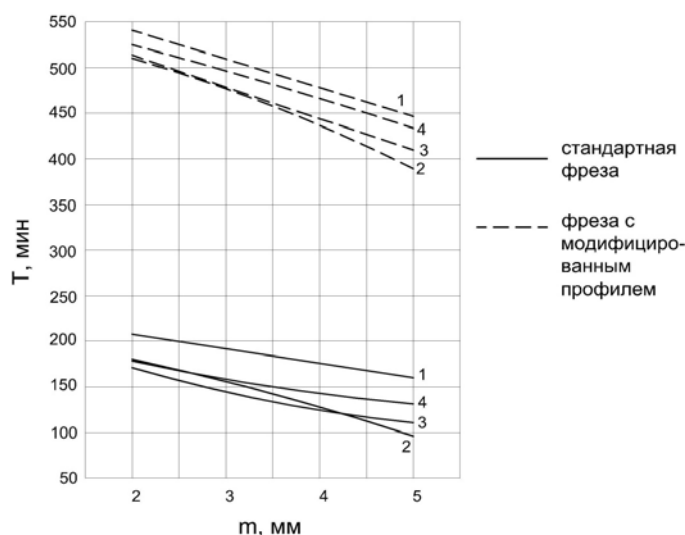


Рис. 2. Зависимость стойкости от модуля:

1 – угол профиля зуба  $20^\circ$ ; 2 – угол профиля зуба  $17^\circ$ ; 3 – угол профиля зуба  $15^\circ$ ; 4 – угол профиля зуба  $12^\circ$

Из графических зависимостей видно, что при обработке малых модулей уменьшение угла профиля зуба для стандартных фрез в меньшей степени влияет на стойкость. Например, при обработке модуля 2 мм стойкость всех фрез практически одинакова и равна 180 мин. Это объясняется тем, что величина упругих деформаций поверхностного слоя уменьшается с уменьшением толщин срезаемых слоев. Следовательно, влияние этих деформаций на задние грани зуба будет уменьшаться.

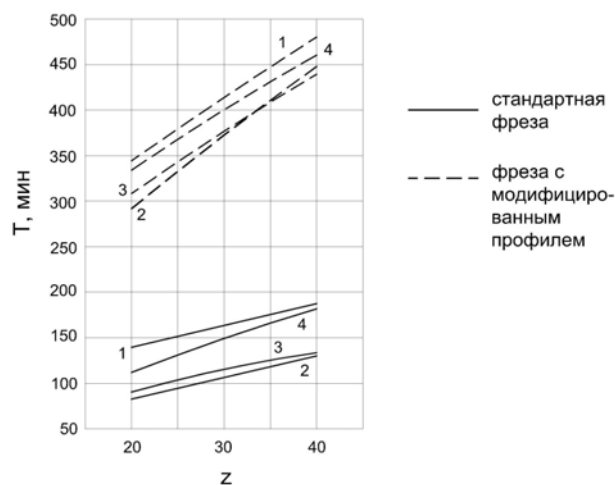


Рис. 3. Зависимость стойкости от числа нарезаемых зубьев:

1 – угол профиля зуба  $20^\circ$ ; 2 – угол профиля зуба  $17^\circ$ ; 3 – угол профиля зуба  $15^\circ$ ; 4 – угол профиля зуба  $12^\circ$

С увеличением модуля стойкость стандартных фрез падает более интенсивно, чем модифицированных. Следовательно, модифицированные фрезы наиболее выгодно применять при обработке зубчатых колес крупного модуля.

На рис. 3 приведены графики зависимости стойкости фрез от числа нарезаемых зубьев. Все исследуемые фрезы были с модулем 4 мм и испытывались на подачах 1,5 мм/об при встречном фрезеровании.

Условия нарезания колес с малым числом зубьев для всех испытуемых фрез различны, так как с уменьшением угла профиля зуба увеличивается склонность к подрезанию ножки зуба обрабатываемой детали. Так по данным З. А. Никитиной [3] минимальное число нарезаемых зубьев без подрезания для фрез с  $\alpha_0 = 20^\circ$  равно 17; с  $\alpha_0 = 17^\circ$  равно 24; с  $\alpha_0 = 15^\circ$  равно 30 и с  $\alpha_0 = 12^\circ$  равно 52. Таким образом, без подрезания во всем диапазоне нарезаемых чисел зубьев работает только фреза с  $\alpha_0 = 20^\circ$ , фреза же с  $\alpha_0 = 12^\circ$  наоборот во всем диапазоне работает с подрезанием. Для компенсации этой ошибки при обработке экспериментальных данных был принят коэффициент, учитывающий изменение объема срезаемого металла вследствие наличия подрезания.

Анализируя данные получаем, что с увеличением числа нарезаемых зубьев стойкость всех



фрез увеличивается. Это объясняется уменьшением толщин срезаемых слоев при резании.

Число нарезаемых зубьев оказывает наибольшее влияние на стойкость стандартных фрез, имеющих  $\alpha_0 = 17^\circ$  и наименьшее с  $\alpha_0 = 20^\circ$  и  $12^\circ$ .

Стойкость модифицированных фрез при резании колес с числом зубьев в исследуемом интервале значительно больше стойкости стандартных, имеющих один и тот же угол профиля.

При сравнении отношений стойкостей модифицированных и стандартных фрез видно, что модифицированные фрезы с  $\alpha_0 = 20^\circ$  и  $17^\circ$  выгоднее использовать при нарезании большого

числа зубьев, так как их стойкость соответственно в 2,57 и 3,48 раза больше чем стандартных, тогда как при нарезании 20 зубьев только в 2,2 и 3,1 раза. Эффективность применения фрез с  $\alpha_0 = 15^\circ$  и  $12^\circ$  не зависит от числа нарезаемых зубьев.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Медведицков, С. Н. Высокопроизводительное нарезание фрезами / С. Н. Медведицков. – М. : Машиностроение, 1981. – 104 с.
2. Пат. №2131796 РФ. Фреза. Смольников Н. Я., Сахаров А. З.
3. Никитина, З. А. Инструкция по расчету червячных фрез / З. А. Никитина. – М. : Машиностроение, 1966. – 211 с.

УДК 621.91

*В. А. Солодков, М. А. Тибирина*

### СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ И КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ПРИ ВРЕЗАНИИ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: techmash@vstu.ru

Установлено, что при прерывистом резании в момент врезания адгезионное взаимодействие начинается на определенном расстоянии от режущей кромки.

**Ключевые слова:** Прерывистое резание, стружкообразование, контактное взаимодействие, микротвердость, корень стружки.

As show conducted researches, on high velocities of cutting in an initial moment of cutting for want of indenting the adhesive interaction begins on the certain distance(span) from a cutting edge.

**Keyword:** faltering cutting, contact vzaimo-action, microhardness, a shaving root.

Контактные процессы и процессы в зоне стружкообразования в условиях прерывистого, неустановившегося резания, их особенности и отличия от того, что имеет место при установившемся резании практически исследованы мало. Основной объем исследований касается обработки быстрорежущим инструментом [2], резанию на микроскоростях [3, 4], износу контактных поверхностей твердых сплавов [5]. Ближе всего к теме данной работы исследования [6], в которых наиболее полно раскрыт механизм формирования контактного взаимодействия при прерывистом резании. Однако, в данных исследованиях недостаточно описано изменение характера контактного взаимодействия в конце рабочего хода (на выходе зуба из обрабатываемой заготовки), а также полностью отсутствуют исследования влияния твердых смазок на контактные процессы, основные характеристики прерывистого резания и износ инструмента.

В настоящих исследованиях контактное взаимодействие изучалось с помощью корней стружек, полученных в различные моменты от

начала врезания. Корни были получены при прерывистой обработке плоской поверхности по схеме торцевого фрезерования, но с постоянной толщиной срезаемого слоя. Это обеспечивает сходимость результатов и возможность их сравнения для различных моментов процесса резания.

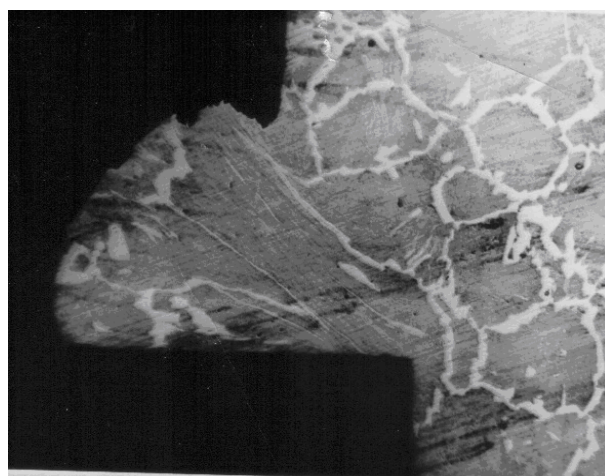


Рис. 1. Корень стружки при длине резания 0,8 мм (сталь 45 – ВК8,  $V = 60$  м/мин)

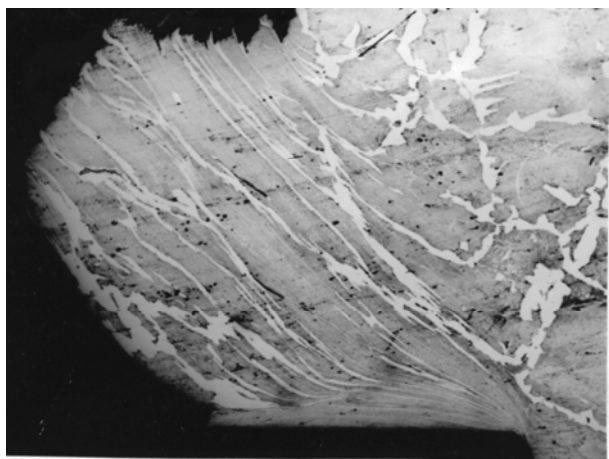


Рис. 2. Корень стружки при длине резания 1,2 мм (сталь 45 – ВК8,  $V = 60$  м/мин)

Корни стружек получали, в основном, при следующих условиях обработки: твердый сплав ВК8-сталь 45;  $V = 60$  м/мин;  $S = 0,34$  мм/зуб. Относительно невысокая скорость резания и высокотеплопроводный сплав ВК8 были выбраны, чтобы попытаться «растянуть» переходной процесс во времени, так как при этом скорость нарастания температуры в контакте будет минимальна. Для подтверждения решающего влияния достигаемого уровня температуры на скорость формирования контактной зоны, корни стружек получали также для менее теплопроводного твердого сплава Т5К10. Представленные корни стружек выбирались из большого числа имеющихся как наиболее типичные. Для большинства представленных корней стружек проводилось измерение микротвердости по длине контакта на минимально допустимом расстоянии от передней поверхности инструмента ( $\approx 15$  мкм).

Как показывает анализ полученных таким образом корней стружек (рис. 1), в первоначальный момент резания при врезании адгезионное взаимодействие отсутствует. Однако возможна ситуация, когда контактная зона формируется практически в момент врезания (рис. 2). В данном случае может быть предложено следующее объяснение. Как известно, начальный контакт зуба фрезы может быть в различных точках его передней поверхности. Так возможен точечный контакт в точках S, T, U, V, а также линейный контакт по линиям ST, SV, TU, UV (рис. 3). В случае условий рис. 2 начальный контакт осуществлялся по линии TS и поэтому объем материала, прилегающий к линии UV оставался недеформированным. В случае условий рис. 1 деформация (вначале

в виде деформации сжатия) начиналась в объемах, прилегающих к линии UV. Поэтому на стружке не оставалось недеформированных объемов и соответственно все объемы материала были упрочнены. Данный вывод подтверждается сравнительной микротвердостью для обоих случаев на рис. 4 ( $x$  – расстояние от режущей кромки). Поэтому снижение микротвердости, не является свидетельством начавшихся в данный момент (в самый момент врезания) разупрочнения, а свидетельствует лишь различной степени упрочнения материалов. Косвенно это подтверждается и уровнем термоЭДС, достигаемым в этот момент, момент врезания. Как показывает осциллографирование, уровень термоЭДС в начальный момент практически мгновенно возрастает до 12,7 мВ, что в соответствии с тарировочными зависимостями соответствует температуре  $\approx 550$  °С, что ниже температуры Дебая (для конструкционной стали температура Дебая около 600 °С), когда начинаются активные процессы разупрочнения.

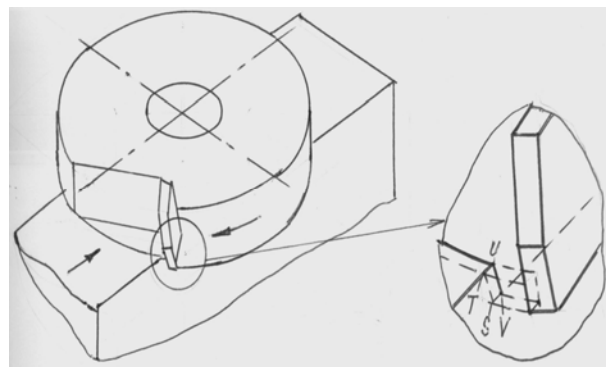


Рис. 3. Схема начального контакта зуба фрезы

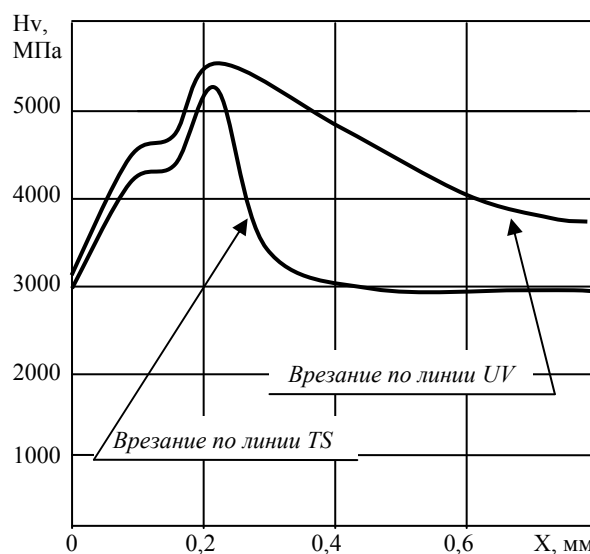


Рис. 4. Микротвердость в контактной зоне при разном начальном контакте

Если врезание осуществляется режущей кромкой (начальный контакт по линии TS) то при последующем резании адгезионное взаимодействие начинается не вблизи режущей кромки, а на некотором расстоянии от нее (рис. 5). Очевидно, это связано с достижением в этой зоне требуемого для начала адгезии уровня температуры.

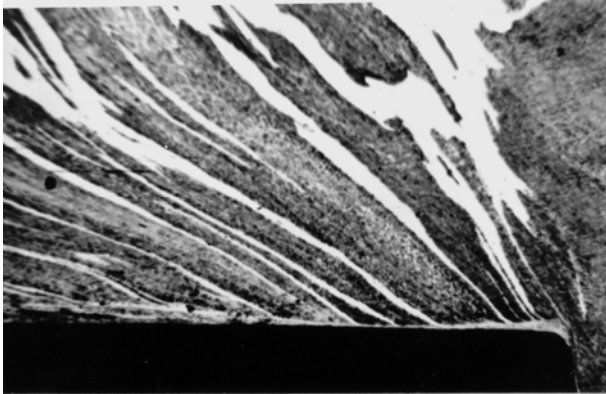


Рис. 5. Корень стружки при длине резания 1,5 мм (сталь 45-ВК8;  $V = 60$  м/мин)

Следующий корень стружки, полученный после пути резания 3 мм показывает, что адгезионное схватывание распространяется в направлении к режущей кромки (рис. 6). Об этом свидетельствует начавшееся искривление линий текстуры на участке непосредственно прилегающем к режущей кромке. Распределение микротвердости также подтверждает этот вывод – увеличение ее уровня (после зоны стружкообразования) начинается ближе к режущей кромке, что свидетельствует о приближении к ней начавшихся контактных пластических деформаций. Кроме того, наблюдается также рост упрочненного состояния, что подтверждает факт развития деформационных процессов.

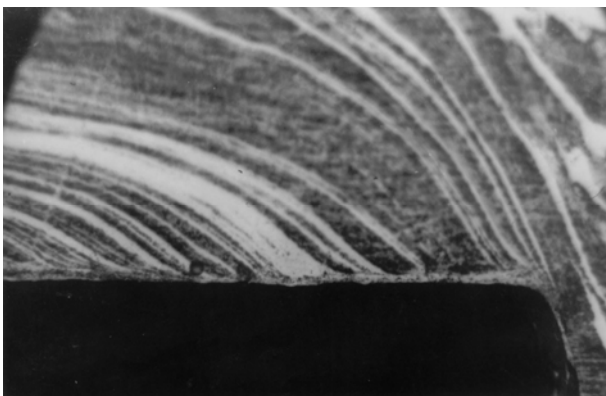


Рис. 6. Корень стружки при длине резания 3 мм (сталь 45-ВК8;  $V = 60$  м/мин)

При последующем врезании ( $L = 10$  мм) в контактной зоне (рис. 7) наблюдается два пика микротвердости (рис. 8). Это связано с установлением адгезионного взаимодействия на части передней поверхности прилегающей к режущей кромке и зарождением здесь еще одной зоны контактных пластических деформаций (рис. 6).

При этом падение микротвердости после первого пика уже может свидетельствовать о начавшихся процессах разупрочнения, тем более, что температурный уровень фиксируемый по термоЭДС (методом естественной термопары) достигает в этот момент  $\approx 650$  °С. Такая температура превышает температуру Дебая и достаточна для начала активных процессов разупрочнения [1].

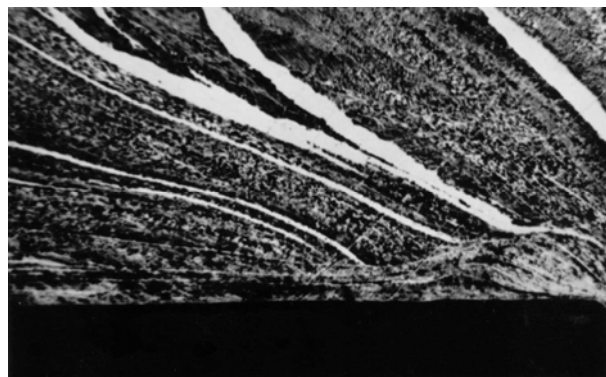


Рис. 7. Корень стружки при длине резания 10 мм (сталь 45 – ВК8;  $V = 60$  м/мин)

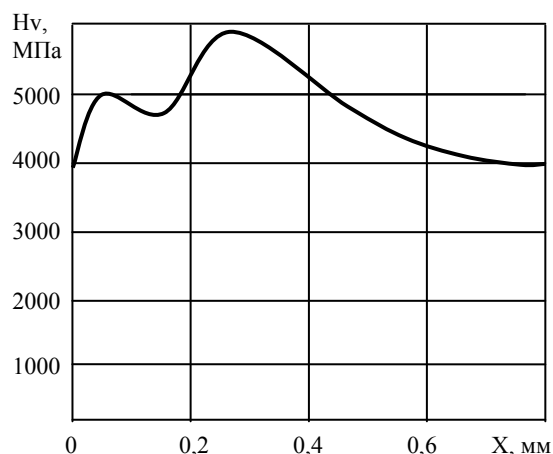


Рис. 8. Микротвердость в контактной зоне при длине резания  $L = 10$  мм

Следует отметить, что в отличие от представлений, изложенных в работе [6], автор считает, что мгновенная картина зафиксированная на рис. 6 и 7 не означает, что материал на первой части контакта упрочняется и разупрочня-

ется, а затем, на второй части контакта в тех же объемах вновь повторяются циклы упрочнения и разупрочнения. Поскольку процесс является переходным и неустановившимся, то на второй части контакта упрочняются и разупрочняются объемы материала попавшие ранее в контактную зону, когда еще не началось формирование контактной зоны на первой части контакта. С другой стороны, объемы материала, деформирующиеся в данный момент на первой части контакта позже поступили в контактную зону и после разупрочнения при последующем контактом течении вдоль передней поверхности эти объемы будут продолжать разупрочняться. Другими словами, контактная зона на первой части контакта увеличиваясь в размерах, как бы поглощает вторую контактную зону (контактное течение на которой уже существует, возникнув ранее).

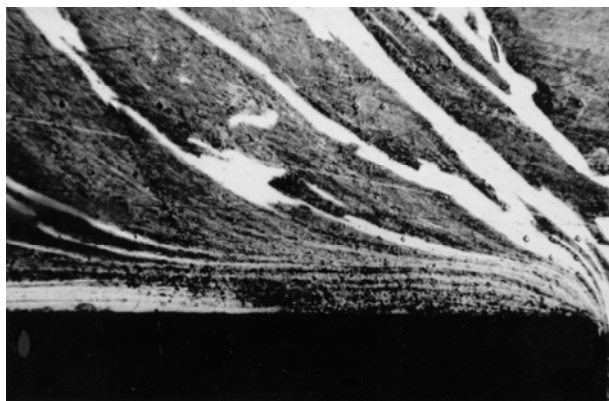


Рис. 9. Корень стружки при длине резания 40 мм (сталь 45 – ВК8;  $V = 60$  м/мин)

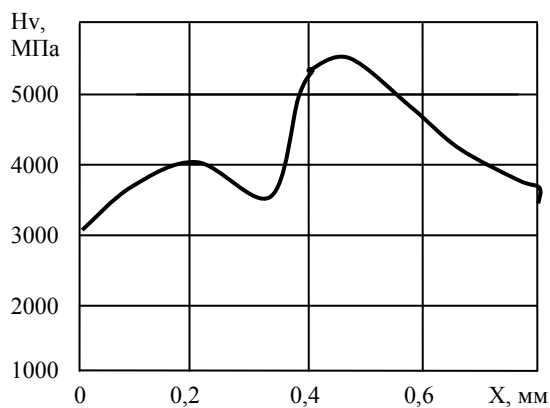


Рис. 10. Микротвердость в контактной зоне при длине резания  $L = 40$  мм

Формирование единой контактной зоны в принятых условиях обработки завершается уже

при длине пути резания около 15 мм [7]. При этом ее вид и форма практически ничем не отличаются от того, что имеет место при установившемся резании. Отличия только в размерах, и прежде всего в высоте. Это подтверждается также и характером изменения микротвердости – различия только в количественных характеристиках).

Главной особенностью последующего резания (рис. 9) является получение в контактной зоне объемов, микротвердость которых значительно выше, чем это можно получить в результате пластической деформации (рис. 10).

Эти данные совпадают с данными [8] и автор согласен с высказываемым мнением, что подобное явление связано и является результатом закалки при быстром охлаждении в момент фиксации процесса резания (в момент получения корня стружки). Данное явление наблюдается в принятых условиях эксперимента после приблизительно 30 мм длины пути резания и практически до конца рабочего хода (длина пути резания во время рабочего хода составляла около 100 мм). Внешне это проявляется в виде белой нетравящейся зоны (левая нижняя часть контактной зоны на рис. 9).

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Талантов, Н. В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н. В. Талантов. – М. : Машиностроение, 1992. – 240 с.
2. Андреев, Г. С. Повышение работоспособности режущего инструмента при периодическом резании / Г. С. Андреев. – Станки и инструменты, 1979. – № 11. – 31–33 с.
3. Chandrasekaran H., Nagarajan R. Transient strains and chip formation during tool entry." Proc. Int. Cont. Prod. Eng. New Delhi, 1977, Vol.1." Calcutto., s. a., v/45- v/54.
4. Murarka P., Hinduja S., Barrow G. Influence of strain, strain-rate and temperature on the flow stress in the primary deformation zone in metall cutting. "Int.J.Mach. Tool Des. Res." 1981, 21, 3/4, 207-216.
5. Кабалдин, Ю. Г. Исследование разрушения режущей части твердосплавного инструмента при фрезеровании / Ю. Г. Кабалдин // Вестник машиностроения. – 1982. – № 8. – 52–54 с.
6. Солодков, В. А. Закономерности процесса прерывистого резания стали и пути повышения работоспособности твердосплавного инструмента при фрезеровании. – Автореф. дис. ... канд. техн. Наук. – Куйбышев, 1988. – 16 с.
7. Солодков, В. А. Пути снижения износа твердосплавного инструмента при прерывистом резании / В. А. Солодков, А. И. Курченко, Мохамед Аль-Батайнех // В сб. Прогрессивные технологии. – Волгоград, 1998. – С. 102.
8. Лоладзе, Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.

УДК 621.9.02

*Е. М. Фролов, А. Л. Плотников***ЗАВИСИМОСТЬ ДЛЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ  
В УСЛОВИЯХ ЧЕРНОВОГО ТОЧЕНИЯ****Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: techmash@vstu.ru

В статье говорится о процессе разработки зависимости для автоматизированного расчета скорости резания для условий чернового точения. Описываются теоретические основы метода, положенного в основу данной разработки. Приводятся результаты проверочных стойкостных испытаний для режимов обработки, включающих скорость резания, рассчитанную по полученной зависимости.

*Ключевые слова:* скорость резания, метод пробного прохода, термоЭДС, АСТПП.

This article is telling about the process of development of the formula for the automatic calculation of cutting speed in the terms of rough turning. Theoretical foundations of the method, which was put in the heart of this formula, are described. Results of the wear resistant tests of the turning rates, which contain turning speed, calculated by developed formula, are given.

*Keywords:* cutting speed, method of the trial pass, thermal e.m.f., CAM system.

В условиях современного автоматизированного машиностроительного производства повышение эффективности механической обработки тесно связано с интеграцией систем автоматизированного проектирования со станками с ЧПУ. Одной из основных задач АСТПП в данном случае является определение режимов обработки, надежность которых обуславливается применяемыми для расчета зависимостями. Под надежностью режимов обработки понимается их способность обеспечить максимально приближенный к заданному период стойкости инструмента.

Используемые современными АСТПП эмпирические зависимости [1] для определения допустимой скорости резания токарной обработки имеют отрицательно влияющие на надежность рассчитываемых режимов слабые места [2]. Среди них наиболее существенными являются: коэффициенты, используемые в качестве поправок на режущие свойства твердосплавных инструментов и механические свойства обрабатываемых сталей, а также так называемый скоростной коэффициент, характеризующий условия резания, но не отражающий таковые в полной мере.

Устранить негативное влияние указанных компонентов эмпирических зависимостей возможно посредством применения метода пробного прохода [3, 4]. Этот метод позволяет получать данные о теплофизических свойствах пары «инструмент – обрабатываемый материал», реальной геометрии инструмента и условиях резания предварительно посредством измерения величины термоЭДС контактной пары во время осуществления пробного резания на

строго определенных режимах обработки. Он опирается на установленное в работе [2] наличие корреляционных связей величины термоЭДС с физико-механическими свойствами контактной пары твердосплавный инструмент – обрабатываемая стальная заготовка.

При измерении термоЭДС пробного прохода необходимо, чтобы его режимы обеспечили наличие критической скорости деформации у всей гаммы обрабатываемых углеродистых сталей. По результатам экспериментальных исследований, приведенных в работе [2], критические скорости деформации обеспечиваются, начиная со скорости резания, равной 90 м/мин. Измерение величины термоЭДС предлагается осуществлять в течении первых 4–5 секунд пробного прохода, так как при дальнейшей обработке величина термоЭДС увеличивается из-за износа инструмента (рис. 1).

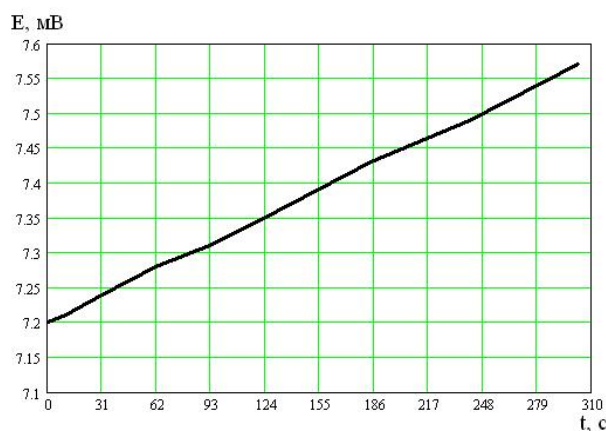


Рис. 1. Изменение величины сигнала термоЭДС во времени в связи с ростом износа инструмента (контактная пара: сталь 40Х – твердый сплав ТЗ0К4)

Исходя из перечисленного, для пробного прохода в условиях чернового точения предлагается использовать следующие режимы: скорость резания –  $100 \text{ мин}^{-1}$ ; глубина резания –  $1 \text{ мм}$ , из соображений минимального припуска под последующую обработку; подача –  $0,1 \text{ мм/мин}$ ; время резание –  $4\text{--}5 \text{ с}$ .

Особенностью разработанной расчетной зависимости для определения скорости чернового точения, повышающей надежность режимов обработки, является замена коэффициентов, указанных выше как слабые места применяемых в настоящий момент эмпирических зависимостей, функцией от значения величины термоЭДС, получаемого во время предварительного пробного прохода. Следует отметить, что в данном случае величина термоЭДС используется в качестве интегрального критерия оперативной оценки режущих свойств инструментального материала, обрабатываемости сталей и условий резания.

Для выявления функциональной зависимости между произведением упомянутых коэффициентов и термоЭДС пробного прохода проводились стойкостные испытания. Испытывались двухкарбидные сплавы ТК (Т14К8, Т15К6, Т30К4), в качестве обрабатываемых материалов выступали стали 45, 40Х, ШХ15. Испытания проводились на следующих режимах: скорость

резания  $v$  от  $65$  до  $90 \text{ м/мин}$ ; глубина резания от  $3$  до  $4,5 \text{ мм}$ ; подача от  $0,3$  до  $0,39 \text{ мм/об}$ . Резец считался изношенным по достижении величины фаски износа по задней грани резца значения  $0,8 \text{ мм}$ . На этом уровне износа фиксировалась величина стойкости резца. Значение произведения скоростного коэффициента  $C_v$  и коэффициента  $K_v$ , используемого в качестве поправки на режущие свойства твердосплавных инструментов и механические свойства обрабатываемых сталей [1], вычислялось по формуле:

$$C_v \cdot K_v = v \cdot T_D^{0,2} \cdot t^{0,15} \cdot S^{0,2}, \quad (1)$$

где  $T_D$  – действительная стойкость инструмента из опыта, мин.

Регрессионный анализ распределения полученных экспериментальных данных показал, что зависимость произведения коэффициентов  $C_v$ ,  $K_v$  от термоЭДС пробного прохода с наименьшей погрешностью описывается уравнением прямой и имеет вид:

$$C_v \cdot K_v = 175,15 - 1,81 \cdot E, \quad (2)$$

где  $E$  – термоЭДС пары «твердосплавный инструмент – обрабатываемый материал», мВ.

Распределение экспериментальных данных и результаты регрессионного анализа показаны на рис. 2.

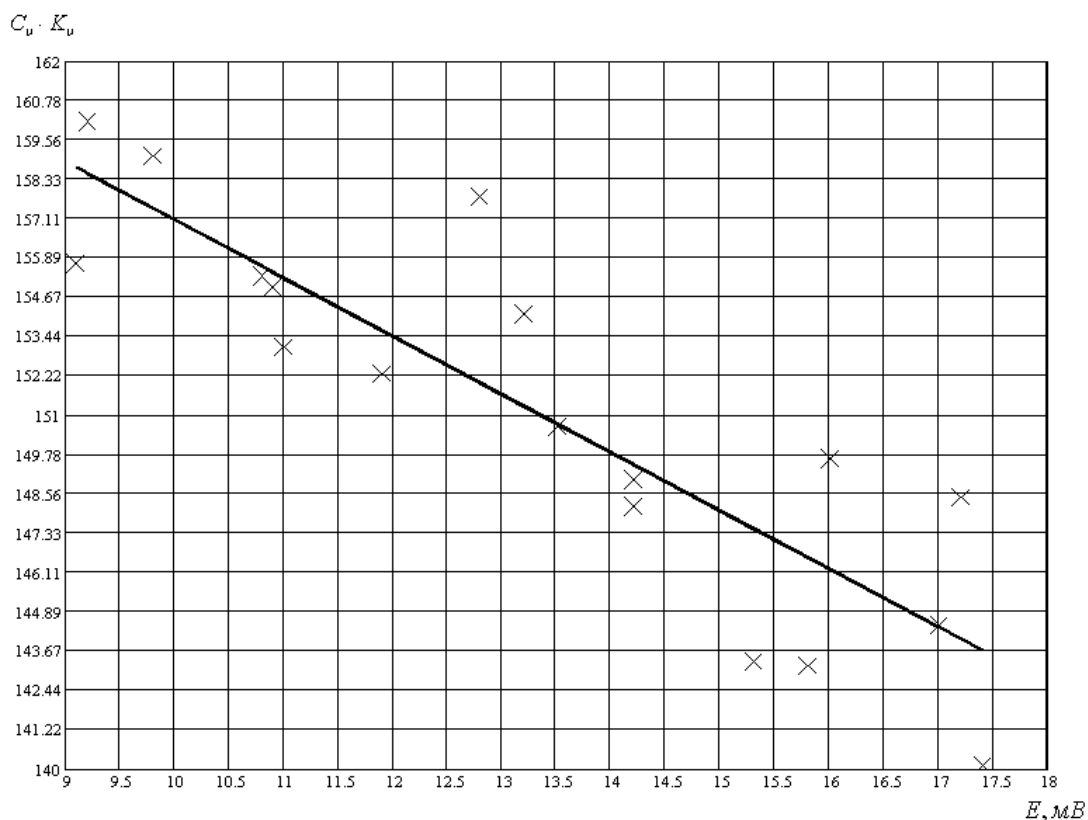


Рис. 2



## Результаты проверочных стойкостных испытаний

№ опыта	Контактная пара	$t$ , мм	$S$ , мм/об	$E$ , мВ	$v$ , м/мин	$T_{\text{заль}}$ , мин	$T_{\text{эксп}}$ , мин	Относительная ошибка, %
1	T5K10 – 45	4	0,34	13,9	78	60	55	– 8,3
2	T15K6 – 45	3	0,3	10,4	82	90	94	+ 4,4
3	T14K8 – 45	4,5	0,3	13,2	71	120	105	– 12,5
4	T5K10 – 40X	3,5	0,39	16,9	73	60	58	– 3,3
5	T14K8 – 40X	3	0,39	15,5	71	90	100	+ 11,1
6	T15K6 – ШХ15	4	0,3	11,8	73	120	112	– 6,7
7	T14K8 – ШХ15	3,5	0,34	14,0	74	90	101	+ 12,2
8	T5K10 – 40X	3	0,3	17,3	82	60	62	+ 3,3

Расчетная зависимость для определения допустимой скорости резания при черновом точении выглядит следующим образом:

$$v = \frac{175,15 - 1,81 \cdot E}{T^{0,2} \cdot t^{0,15} \cdot S^{0,35}} \quad (3)$$

Для подтверждения повышения надежности рассчитываемых по формуле (3) режимов чернового точения были проведены проверочные стойкостные испытания, в ходе которых сравнивались заданный и фактический периоды стойкости инструмента. Данные этих испытаний приведены в таблице.

Использование формулы (3) при определении скорости резания в условиях чернового точения позволяет оперативно учитывать изменения физико-механических и теплофизических свойств пары «инструмент – обрабатываемый материал» посредством величины термоЭДС пробного прохода, что способствует обеспечению заданного периода стойкости инструмента.

Полученная расчетная зависимость может быть использована как в АСТПП для создания управляющих программ для станков с ЧПУ, так и при создании прикладных программ для ЭВМ для

расчета и оптимизации режимов токарной обработки на станках с ручным управлением [5, 6].

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т. 2 / под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – Изд. 4-е, перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1985. – 496 с.
2. Плотников, А. Л. Управление режимами резания на токарных станках с ЧПУ : монография / А. Л. Плотников, А. О. Таубе; ВолгГТУ. – Волгоград, 2003. – 184 с.
3. Плотников, А. Л. Способ получения оперативной информации о свойствах контактной пары деталь-инструмент с использованием предварительного пробного прохода / А. Л. Плотников, Е. М. Фролов // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2008. – № 3, вып. 1. – С. 39–47.
4. Пат. 2063307 Российская Федерация, МКИ6 В 23 В 25/06. Способ определения допустимой скорости резания при механической обработке детали твердосплавным инструментом / Плотников А. Л.; заявитель и патентообладатель ВолгГТУ. – № 94010673/08; заявл. 29.03.94; опубл. 10.07.1996, Бюл. №19. – 6 с.
5. Свид. о гос. регистрации 2008611187 от 09.01.2008 РФ, МПК [нет]. Оптимизация режимов токарной обработки: программа для ЭВМ / Е. М. Фролов; ВолгГТУ. – 2008.
6. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2009615674 от 12 октября 2009 г. РФ, МПК [нет]. Оптимизация режимов резания трех стадий токарной обработки / Е. М. Фролов, А. Л. Плотников; ГОУ ВПО «ВолгГТУ». – 2009.

УДК 621.9.015 : 658.512

Ю. Л. Чигиринский

## МЕТОДИКА ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ СПРАВОЧНЫХ ДАННЫХ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: techmash@vstu.ru

Предложен подход к построению справочных таблиц точности обработки на основе функции принадлежности значения случайной величины выделенному из интервала варьирования граничному диапазону. Показано, что уменьшение ширины интервала варьирования приводит к незначительному снижению интегральной вероятности. Одновременно, сужение интервала определяет существенное повышение надежности справочных данных.

**Ключевые слова:** последовательность механической обработки, качество, статистический критерий, функция вероятности, интеграл вероятности, функция принадлежности, интервал варьирования, граница диапазона.

The approach to construction of enquiry tables of accuracy of a treatment on the basis of function of an accessory of a meaning of a random variable identified of an interval of a variation to an interface range is tendered. It is shown, that reduction an interval induces leads to minor reduction of integrated probability. Simultaneously, the waist of an interval induces an essential raise of reliability of enquiry data.

**Keywords:** consistency of machining, quality, statistical measure, density of probability, function of probability, function of accessory, range of variation, margin of range.

Существенная проблема современной технологии машиностроения и, в частности, автоматизации технологического проектирования заключается в неоднозначности [1, 3, 4] нормативно-справочной информации, используемой при формировании маршрутных технологий. Анализируя [5, 7] таблицы точности обработки, мы исходим из утверждения о том, что качество обработки, рассматриваемое как комплексный показатель соответствия результатов обработки и требований, предъявляемых к изделию, есть понятие технологическое, характеризующее каждый из методов механической обработки. Если результат процесса обработки оценивается однородной [5, 9] случайной величиной, то такой процесс и соответствующие справочные данные являются надежными, следовательно, результаты проектирования также можно считать достоверными. Надежность справочных данных применительно к процессам механической обработки можно оценить по величине коэффициента вариации [5, 8, 9], поскольку этот статистический критерий определяется только шириной

интервала варьирования и средним значением случайной величины и не зависит [8] от закона распределения вероятности в пределах интервала варьирования. Возможность повышения надежности справочных данных рассмотрим на примере таблиц точности механической обработки. На первом этапе необходимо сформировать совокупные таблицы точности. Рассматривая интервал варьирования значений технологического показателя как совокупность [6] пересекающихся интервалов варьирования независимых [6, 9] случайных величин:

– левая граница интервала – случайная величина  $X_{\min} \in [X_{\min}^{\min}; X_{\min}^{\max}]$  со средним значением  $X_{\min}^{\text{mid}}$ , стандартным отклонением  $S_{\min}$  и плотностью вероятности  $F^{\min}(x)$ ;

– правая границы диапазона – случайная величина  $X_{\max} \in [X_{\max}^{\min}; X_{\max}^{\max}]$  со средним значением  $X_{\max}^{\text{mid}}$ , стандартным отклонением  $S_{\max}$  и плотностью вероятности  $F^{\max}(x)$ .

Таблица 1

Условные обозначения в формулах и на схемах

Величина или диапазон значений величины	Точка или интервал на схеме	Условное обозначение в тексте и расчетных формулах
Левая граница объединения диапазонов (наименьшее значение показателя)	$a$	$X_{\min}^{\min}$
Среднее значение объединения левых границ диапазонов – условное минимальное значение показателя	$b$	$X_{\min}^{\text{mid}} = X_{\min}$
Наибольшее значение объединения левых границ диапазонов	$c$	$X_{\min}^{\max}$
Среднее значение случайной величины		$X^{\text{mid}} = \bar{X}$
Наименьшее значение объединения правых границ диапазонов	$d$	$X_{\max}^{\min}$
Среднее значение объединения правых границ диапазонов – условное максимальное значение показателя	$e$	$X_{\max}^{\text{mid}} = X_{\max}$
Правая граница объединения диапазонов (наибольшее значение показателя)	$f$	$X_{\max}^{\max}$
Варьирование наименьшего возможного значения технологического показателя	$[a, c]$	$F^{\min}(x) = f_1(x, X_{\min}^{\text{mid}}, S_{\min})$
Варьирование технологического показателя	$[b, e]$	$F^{\text{mid}}(x) = f_2(x, X^{\text{mid}}, S)$
Варьирование наибольшего возможного значения технологического показателя	$[d, f]$	$F^{\max}(x) = f_3(x, X_{\max}^{\text{mid}}, S_{\max})$

Каждая из граничных случайных величин  $X_{\min}$  и  $X_{\max}$  может рассматриваться как совместная и независимая [6] относительно технологического показателя, который также представляет собой случайную величину  $X^{\text{mid}} \in$

$\in [X_{\min}^{\text{mid}}; X_{\max}^{\text{mid}}]$  со средним значением  $X^{\text{mid}}$ , стандартным отклонением  $S$  и плотностью вероятности  $F^{\text{mid}}(x)$ . Диапазоны изменения границ рассчитываются в соответствии с методи-



кой [7]. Статистические характеристики каждой из случайных величин определяются в зависимости от ширины соответствующего ин-

тервала варьирования и вида закона распределения плотности вероятности случайной величины в соответствующем интервале.

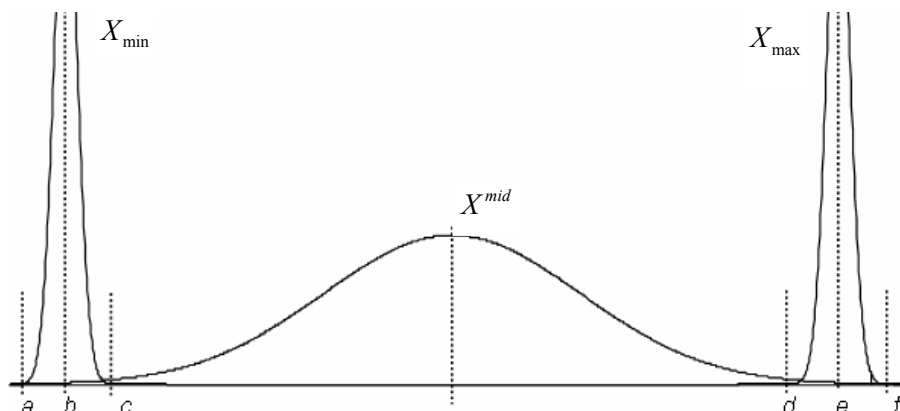


Рис. 1. Расчетная схема к определению границ диапазонов технологического показателя

Покажем, что ширина интервала варьирования значений технологического показателя, определяемого как результат логического объединения [5, 6, 9] справочных данных, может быть уменьшена. Для этого применим понятие функции принадлежности [2], определяющей вероятность нахождения значения случайной величины в заданном интервале. Количественно функция принадлежности представляет собой распределение плотности вероятности случайной величины. Значение плотности вероятности (1) в диапазонах варьирования границ оп-

ределяется в соответствии с теоремой умножения вероятностей для совместных независимых событий:

$$F(x) = \begin{cases} F^{\min}(x) \cdot F^{\text{mid}}(x) & x \in [a, b] \\ F^{\text{mid}}(x) & x \in [b, e] \\ F^{\max}(x) \cdot F^{\text{mid}}(x) & x \in [e, f] \end{cases} \quad (1)$$

Предположим, что распределение значений каждой из рассматриваемых случайных величин (табл. 1) подчиняется одному из трех законов (табл. 2), наиболее часто используемых [5, 7, 9] в технологическом проектировании.

Таблица 2

Параметры законов распределения

Параметр распределения	Распределение		
	нормальное (Гауссово)	равномерное (равновероятное)	треугольное (Симпсона)
Функция распределения плотности вероятности	$\frac{1}{S \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(x - \bar{x})^2}{2 \cdot S^2}}$	$\begin{cases} \frac{1}{2 \cdot S \cdot \sqrt{3}} &  x - \bar{x}  < S \\ 0 &  x - \bar{x}  \geq S \end{cases}$	$\begin{cases} \frac{1}{S \cdot \sqrt{6}} - \frac{ x - \bar{x} }{6 \cdot S^2} &  x - \bar{x}  < S \cdot \sqrt{6} \\ 0 &  x - \bar{x}  \geq S \cdot \sqrt{6} \end{cases}$
Среднее	$\bar{x}$	$\bar{x}$	$\bar{x}$
Дисперсия	$S^2$	$\frac{(2 \cdot S)^2}{12} = \frac{S^2}{3}$	$\frac{(2 \cdot S)^2}{24} = \frac{S^2}{6}$
Полуширина поля рассеяния и множитель при стандартном отклонении	$3 \cdot S$ , $k_f = 3$	$S \cdot \sqrt{3} \approx 1,73 \cdot S$ , $k_f = \sqrt{3}$	$S \cdot \sqrt{6} \approx 2,45 \cdot S$ , $k_f = \sqrt{6}$
Доверительная вероятность	99,73 %	100 %	100 %

Предполагая, что интегральная вероятность попадания значения технологического показателя

в интервал варьирования близка к 100 %, определим ширину интервала  $[b, e] = 6 \cdot S$ , то-

гда  $[\overline{a}, \overline{f}] > 6 \cdot S$ . Графики распределений плотности вероятности на правом граничном (рис. 1) интервале показаны ниже на рис. 2. Горизонтальные оси графиков размечены в долях стандартного отклонения  $S$ . Ширина граничного интервала  $[d, f]$  принята равной  $2S$ .

Из представленных графиков (рис. 2) и расчетных данных (табл. 3) видно, что в результате умножения вероятностей для независимых и совместных событий – нахождения значения технологического показателя в интервале допустимых значений  $[a, f]$  и, одновременно, попадание значения в один из граничных интервалов  $[a, c]$  или  $[d, f]$  – значение функции принадлежности на границе существенно меньше, чем на основном интервале варьирования  $[b, e]$ . При этом уменьшение вероятности на границе интервала варьирования для модальных распределений (рис. 2, а, в) случайной величины  $\overline{X}^{\text{mid}}$  на несколько порядков существеннее, чем в случае немодального равновероятного распределения (рис. 2, б). В случае модальных распределений – нормального и треугольного – ширина интервала варьирования значений технологического показателя может быть уменьшена до  $4S$ . Интегральная вероятность попада-

ния случайной величины в такой интервал  $\overline{X}^{\text{mid}} \pm 2 \cdot S$  без учета «граничной» составляющей равна 95,45 % для закона нормального распределения и 88,89 % для распределения Симпсона. При ширине интервала варьирования равной  $6S$  ( $\overline{X}^{\text{mid}} \pm 3 \cdot S$ ) интегральная вероятность составляет 99,73 % в случае нормального распределения или 100 % для распределения Симпсона.

Анализ значений интегральной вероятности, рассчитанной с учетом функции принадлежности (рис. 3, табл. 4) показывает, что сужение интервала варьирования от  $X \in [X_{\min}^{\min}; X_{\max}^{\max}]$  до  $X \in [X_{\min}; X_{\max}]$  снижает вероятность попадания значений в рассматриваемый диапазон не более чем на 0,44 % для нормального и до 1,63 % для равновероятного законов распределения. Следует отметить, что ширина интервала варьирования однозначно связана с понятием надежности [5, 7, 9] случайной величины. Дальнейшее сужение интервала варьирования (до  $X \in [X_{\min}^{\max}; X_{\max}^{\min}]$ ) вызывает существенное снижение интегральной вероятности.

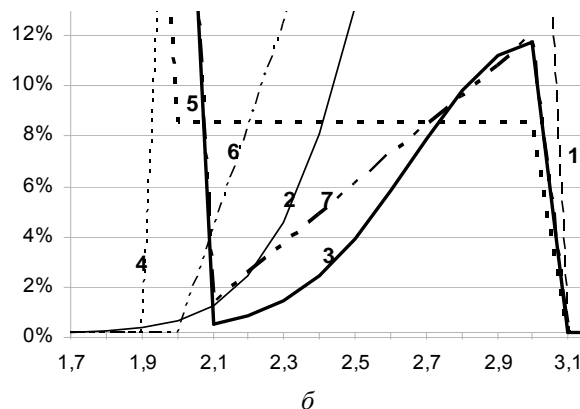
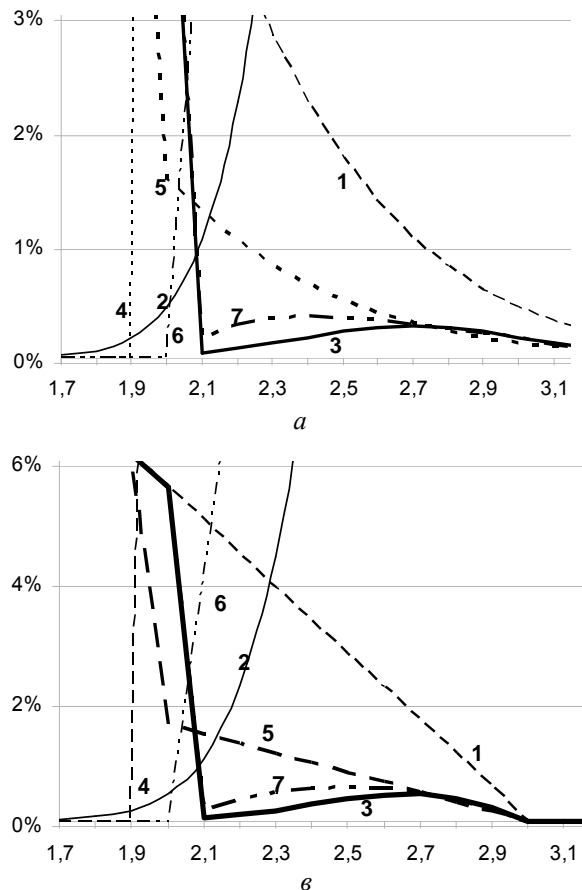


Рис. 2. Плотность вероятности и функция принадлежности на границе диапазона: распределение на интервале  $[b, e]$ : а – нормальное; б – равновероятное; в – треугольное; 1 – плотность вероятности на  $[b, e]$ ; распределение на границе (пример для  $[d, f]$ ): 2 – нормальное распределение; 3 – функция принадлежности; 4 – равновероятное распределение; 5 – функция принадлежности; 6 – распределение Симпсона; 7 – функция принадлежности

Таблица 3

## Плотность вероятности на границе интервала варьирования технологического показателя

Точка (рис. 1) и значение показателя	Плотность вероятности $F^{\text{mid}}(x), \%$	Плотность вероятности $F(x)$ на интервалах $[a, c]$ и $[d, f]$ при выбранном законе распределения			Плотности вероятности $F^{\text{min}}(x), \%$ и ( $F^{\text{max}}(x), \%$ )		
		Гаусса %	Равной вероятности %	Симпсона %	Гаусса %	Равной вероятности %	Симпсона %
Нормальное распределение на интервале $[a, f]$							
$\pm 1,9$	6,5616						
$c(-) d(+)$	...						
$\pm 2,9$	0,5953	0,2270	0,1718	0,2187	38,1388	28,8675	36,7423
$(b) e \pm 3,0$	0,4432	0,1768	0,1279	0,1809	39,8942	28,8675	40,8248
$\pm 3,2$	0,2384	0,0794	0,0688	0,0779	33,3225	28,8675	32,6599
Равновероятное распределение на интервале $[a, f]$							
$\pm 1,9$	28,8675						
$c(-) d(+)$	...						
$\pm 2,9$	28,8675	11,0097	8,3333	10,6066	38,1388	28,8675	36,7423
$(b) e \pm 3,0$	28,8675	11,5165	8,3333	11,7851	39,8942	28,8675	40,8248
$\pm 3,2$	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	33,3225	28,8675	32,6599
Треугольное распределение Симпсона на интервале $[a, f]$							
$\pm 1,9$	6,1111						
$c(-) d(+)$	...						
$\pm 2,9$	0,5556	0,1604	0,2119	0,2041	38,1388	28,8675	36,7423
$(b) e \pm 3,0$	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	39,8942	28,8675	40,8248
$\pm 3,2$	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	33,3225	28,8675	32,6599

Таблица 4

## Вероятность нахождения значения технологического показателя в определенном интервале с учетом функции принадлежности

Интервал, (рис. 1)	Интегральная вероятность, %			
	Распределение на $[b, e]$	Распределение на границе интервала варьирования		
		нормальное	треугольное	равновероятное
Нормальное распределение Гаусса				
$[c, d]$	95,45	94,49	93,69	94,15
$[b, e]$	99,73	99,65	99,56	99,65
$[a, f]$	99,99	99,99	99,99	99,99
Треугольное распределение Симпсона				
$[c, d]$	88,89	86,86	84,97	85,77
$[b, e]$	100,00	100,00	100,00	100,00
Равновероятное распределение				
$[c, d]$	66,67	59,63	53,35	57,76
$[b, e]$	100,00	99,11	98,37	99,36
$[a, f]$	100,00	100,00	100,00	100,00

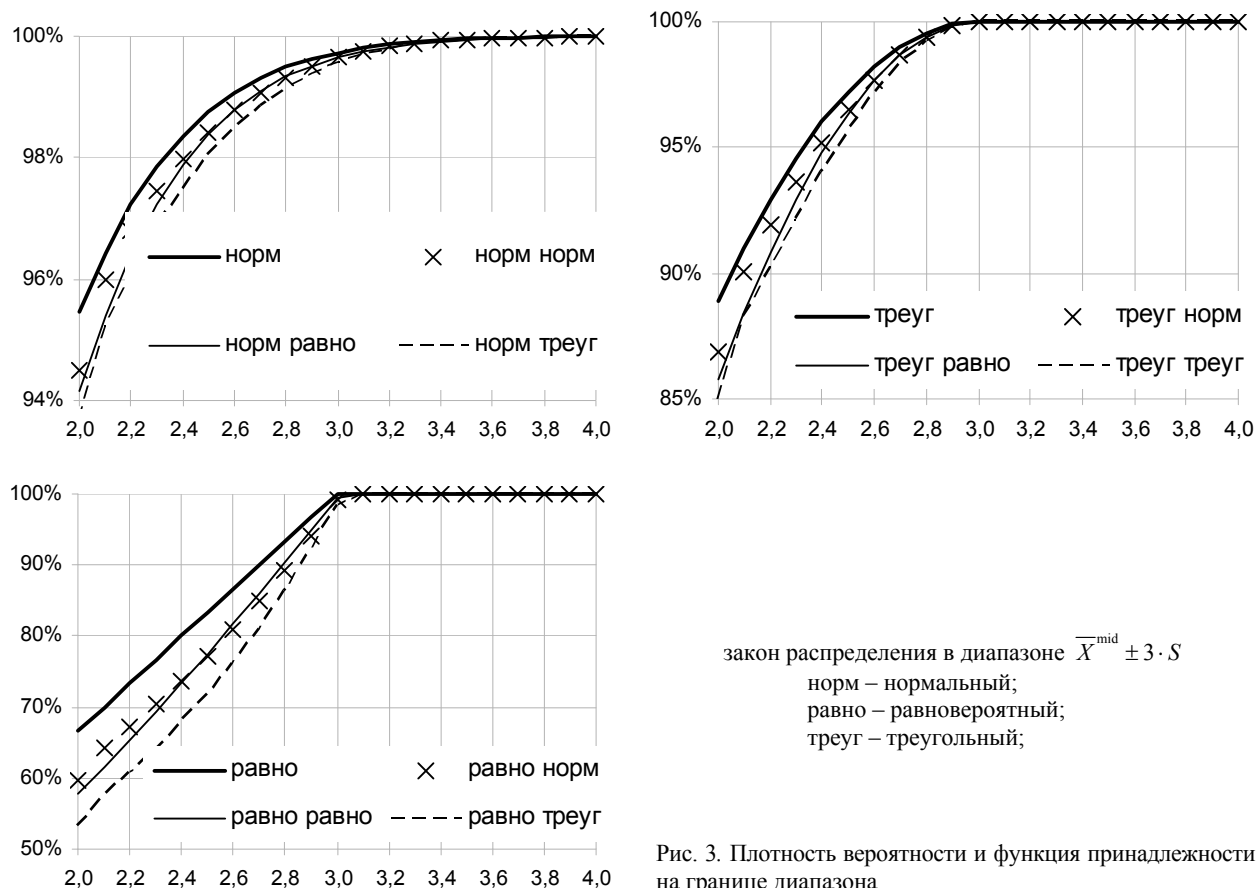


Рис. 3. Плотность вероятности и функция принадлежности на границе диапазона

Для оценки изменения однородности [5, 9] случайной величины, характеризующей технологический показатель, рассмотрим, например, интервал значений средней арифметической высоты микронеровностей  $Ra$  цилиндрической поверхности, обработанной черновым растачиванием. Данный технологический метод был отмечен ранее [7], как недостаточно однородный. В результате анализа справочной литературы установлен диапазон значений параметра:  $Ra \in [1, 6; 100]$  (мкм). Среднее значение для данного интервала составляет  $\bar{Ra} = 50,8$  мкм. Предельные значения изменяются в следующих пределах:  $Ra^{\min} \in [1, 6; 50]$  (мкм);  $Ra^{\max} \in [16; 100]$  (мкм). Округляя средние значения для граничных интервалов, получим  $Ra^{\text{mid}} \in [26; 58]$  (мкм) и, соответственно,  $\bar{Ra}^{\text{mid}} = 42$  мкм. Вероятностная оценка однородности случайной величины, определяемая по величине коэффициента вариации [9], равна 100 % для уточненного интервала варьирования, что свидетельствует о высокой надежности интервала значений технологического показателя.

### Вывод

Рассмотренный подход позволяет существенно уменьшить ширину интервала варьирования значений технологического показателя, что позволит повысить надежность справочных данных и обоснованно выбирать методы обработки поверхностей с заданными показателями точности. Рекомендуется в качестве предельных значений технологического показателя назначать величины  $X_{\min}$  и  $X_{\max}$ , соответствующие точкам  $b$  и  $e$  (рис. 1), соответственно.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Инструменты конструктора-технолога : спецвыпуск // САПР и Графика. – 2011. – № 1. – 98 с.
2. Орлов, А. И. Нечисловая статистика / А. И. Орлов. – М. : МЗ-Пресс, 2004. – 513 с.
3. Повышение эффективности лезвийной и абразивной обработки / В. М. Оробинский, А. И. Курченко, Ю. Н. Поляничков, Ю. Л. Чигиринский // Наука – производству. – 2000. – № 1. – С. 49–51.
4. Суслов, А. Г. Организационно-технологическое обеспечение оптимальной долговечности изделий машиностроения на всех этапах их жизненного цикла / А. Г. Суслов, И. В. Говоров : справочник // Инженерный журнал, 2010. – № 6.
5. Чигиринская, Н. В. Методика статистического оценивания надежности процесса / Н. В. Чигиринская, Ю. Л. Чи-

гиринский // Известия ВолгГТУ. Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 5: межвуз. сб. науч. ст. / ВолгГТУ. – Волгоград, 2009. – № 8. – С. 53–57.

6. Чигиринский, Ю. Л. Анализ границ диапазонов достижимых значений параметров качества и точности механической обработки / Ю. Л. Чигиринский // Инновации в машиностроении : матер. I междунар. науч.-практ. конф. (7–9 окт. 2010 г.) : межвуз. сб. / Бийский технол. ин-т (филиал) Алтайского гос. техн. ун-та им. И. И. Ползунова [и др.]. – Бийск, 2010. – С. 21–25.

7. Чигиринский, Ю. Л. Надежность справочных дан-

ных, применяемых в технологическом проектировании / Ю. Л. Чигиринский // Известия ОрелГТУ. Сер. «Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии». – 2009. – № 2-2/274(560). – С. 103–108.

8. Чигиринский, Ю. Л. Подход к формализации индивидуального маршрутного проектирования / Ю. Л. Чигиринский, С. А. Соловьева, Р. Е. Бехтер // Известия Самарского научного центра РАН. – 2010. – Т. 12, № 1. – С. 581–584.

9. Чигиринский, Ю. Л. Статистическая оценка надежности справочных данных в технологическом проектировании / Ю. Л. Чигиринский // СТИН. – 2010, № 5 – С. 28–30.

## АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ПРОЦЕССОВ

УДК 681.31:004.38

*Г. П. Барабанов, В. Г. Барабанов, Н. Н. Аникеева*

### КОМПЬЮТЕРНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЦИКЛОВЫХ ЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: app@vstu.ru

Практическое решение автоматизации проектирования цикловых логических систем автоматического управления технологическими процессами и оборудованием в виде программы синтеза, основанной на алгоритме, связанном с методикой создания соответствующих систем.

*Ключевые слова:* синтез, логические системы, минимизация, таблица включений.

Practical solution to automate the design cycle of logical systems of automatic control of technological processes and equipment in the form of program synthesis based on an algorithm associated with the technique of creation of appropriate systems.

*Keywords:* synthesis, logic systems, minimizing, table of inclusions.

Повышение требований к точности и надежности функционирования логических систем автоматического управления (САУ), которые широко используются для автоматизации технологических процессов и оборудования, вызывает необходимость совершенствования методов их проектирования. Синтез цикловых САУ проектировщиком является сложным и трудоемким процессом, при котором не исключается возможность появления методических неточностей и создание в целом некачественной системы. Поэтому разработка и исследование алгоритмов синтеза цикловых логических САУ является актуальной, так как позволяет оптимизировать и автоматизировать процесс проектирования данных систем на основе применения средств вычислительной техники.

Предлагается практическое решение в виде программы для ЭВМ, разработанной в среде программирования Delphi на основе алгоритма, составленного по методике синтеза соответствующих систем [1, 2]. Данная разработка [3] позволяет автоматически получать управляющие логические функции для построения цикловых логических САУ. Автоматизированное проектирование выполняется в следующей последовательности. В главную форму программы необходимо ввести количество переменных и число рабочих тактов. В таблицу главной формы вво-

дятся обозначения состояний каждого элемента управления в данном такте в виде символов «1» либо «0». В случае наличия в таблице постороннего символа, работа программы будет заблокирована, до тех пор, пока запрещенный символ не будет удален. Оптимально возможное число переменных в программе составляет от 3 до 10, что достаточно для синтеза любых реальных САУ. Программа поддерживает сохранение и загрузку файлов формата (\*.min) – особого двоично-десятичного формата, созданного специально для использования в рамках этой программы. Для управления загрузкой и сохранением информации существуют кнопки «Загрузить» и «Сохранить» (рис. 1). Кнопка «Очистить» очищает содержимое таблицы тактов. При нажатии кнопки «Проверка» программа осуществляет поиск в таблице включений совпавших строк по тактам среди введенных функций состояния и определяет, сколько элементов памяти необходимо добавить с соответствующим количеством тактов. Варианты памяти выводятся в нижней части главной формы программы в блоке «Результаты проверки». Для вывода пользователю данных в желаемой форме используются клавиши: «Т.Включ.» – таблица включений, «Карно» – минимизация по методу карт Карно, «Подбор» – минимизация по методу логического подбора.

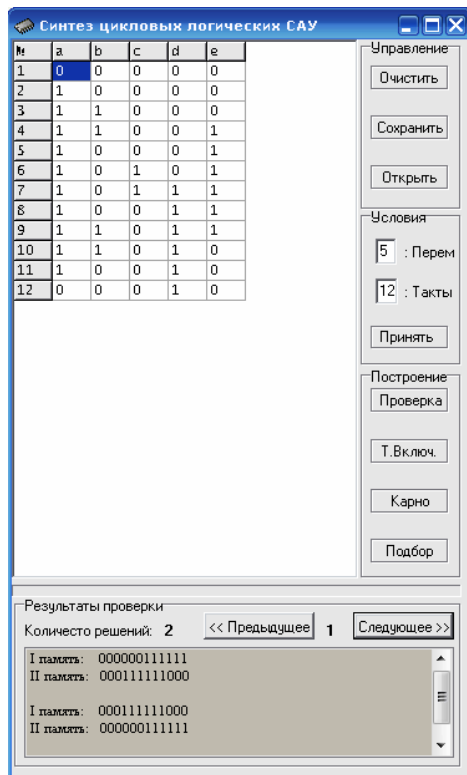


Рис. 1. Главная форма программы

Программа оповещает об ошибках в случае неверного ввода данных. Основополагающим этапом синтеза САУ является получение реализуемой таблицы включений. В данной таблице отражается последовательность срабатываний (включений и выключений) за один технологический цикл элементов и устройств объекта управления, а также их взаимодействие, которое представлено в виде циклограммы. В соответствии с правилами синтеза в таблице включений для каждого такта задаются управляющие сигналы в виде логических переменных, и определяется значение его состояния. Условием реализуемости таблицы служит различие численных значений «весового» состояния для всех тактов циклограммы (рис. 2, а).

Также в таблице включений отдельной циклограммой отражены моменты переключения для всех управляющих триггеров, установленных на соответствующих выходах проектируемой САУ, то есть показано, с какого по какой такт действует управляющий сигнал, вызывающий срабатывание соответствующего триггера (рис. 2, б).

Таблица включений и выключений триггеров														
Элемент	Вес	Такт	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
ЭУ1	1	a												
		$\bar{a}$												
ЭУ2	2	b												
		$\bar{b}$												
ЭУ3	4	c												
		$\bar{c}$												
п1	8	d												
		$\bar{d}$												
п2	16	e												
		$\bar{e}$												
		Состояние	0	1	3	19	17	21	29	25	27	11	9	8

а

М	Р-а $\bar{b}\bar{c}\bar{d}\bar{e}$	Р-а $\bar{b}\bar{c}\bar{d}e$	Р-а $\bar{b}c\bar{d}\bar{e}$	Р-а $\bar{b}c\bar{d}e$	Р-а $\bar{b}cde$	Р-а $\bar{b}cd\bar{e}$	Р-а $\bar{b}cd e$	Р-а $\bar{b}cd\bar{e}$	Р-а $\bar{b}cd e$	Р-а $\bar{b}cd\bar{e}$	Р-а $\bar{b}cd e$	Р-а $\bar{b}cd\bar{e}$	Р-а $\bar{b}cd e$
Такт	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
u11													
u10													
u21													
u20													
u31													
u30													
u41													
u40													
u51													
u50													

б

Рис. 2. Таблицы включений:

а – таблица включений элементов и устройств объекта управления; б – таблица включений управляющих триггеров

Правильная работа управляющих триггеров должна совпадать с условием работы RS-триггера, что иллюстрируется соответствующей циклограммой таблицы. В правой части окна экранной формы находится панель управления, с помощью которой можно сжать или

растянуть любую из таблиц до требуемой величины. Для минимизации полученных управляющих функций по методу логического подбора специальная таблица (рис. 3) заполняется в соответствии с реализуемой таблицей включений специальными символами: 1, ~, 0.

Входы	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	P-abcdē	Сигнал
u11	1	~	~	~	~	~	~	~	~	~	~	~	ā
u10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	~	bde
u21	0	1	~	0	0	0	0	1*	~	0	0	0	aēā+ēed
u20	~	0	0	1	~	~	~	0	0	1*	~	~	eā+ēd
u31	0	0	0	0	1	~	0	0	0	0	0	0	bāe
u30	~	~	~	~	0	0	1	~	~	~	~	~	d
u41	0	0	0	0	0	1	~	~	~	~	~	0	c
u40	~	~	~	~	~	0	0	0	0	0	0	1	ā
u51	0	0	1	~	~	~	~	~	0	0	0	0	bā
u50	~	~	0	0	0	0	0	0	1	~	~	~	bd

Рис. 3. Таблица минимизации по методу логического подбора

Здесь «1» – обязательное состояние, то есть такт, в котором на соответствующий вход триггера подается включающий или выключающий сигнал, а «0» – запрещенное состояние. Тильдой (~) обозначаются безразличные состояния, то есть такты, в которых сигнал на включение (выключение) триггера может подаваться или не подаваться. Анализируя данную запись, программа в последнем столбце «Сигнал» записывает общую минимизированную функцию управления триггером. В программе предусмотрена использование метода карт Карно [2], с помощью которого рекомендуется проверять минимизацию функций управления по методу логического подбора, что повышает качество синтезируемой САУ. Полученные логические функции используются для построения схем САУ, для чего используется специальная программа.

Данная разработка имеет существенное

практическое значение, так как может быть использована для компьютерного проектирования цикловых систем автоматического управления технологическими процессами и оборудованием разной сложности. Кроме того, результаты выполненной разработки могут быть использованы в других соответствующих программах, например, для автоматизации синтеза различных одноконтурных САУ, в которых используется аппарат математической логики.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Поспелов, Д. А. Логические методы анализа и синтеза схем / Д. А. Поспелов. – М.: Энергия, 1974. – 368 с.
2. Рабинович, А. Н. Системы управления автоматических машин / А. Н. Рабинович. – Киев: Техніка, 1973. – 437 с.
3. А.с. № 2011611868. Программа синтеза цикловых логических систем автоматического управления технологическими процессами и оборудованием / Г. П. Барабанов, Н. Н. Анисеева. – Зарегистрировано 28.02.2011 г.



УДК 620.165.29

*Г. П. Барабанов, В. Г. Барабанов, И. И. Дунушор***АВТОМАТИЗАЦИЯ КОНТРОЛЯ ГЕРМЕТИЧНОСТИ  
ГАЗОВОЙ ТРУБОПРОВОДНОЙ АРМАТУРЫ****Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: app@vstu.ru

Рассмотрены способы автоматизации контроля герметичности газовой трубопроводной запорной и переключающей арматуры. Приведены конструктивные схемы устройств, которые позволяют реализовать на практике способы автоматизации контроля герметичности различной газовой арматуры.

*Ключевые слова:* контроль герметичности, газовая арматура, испытательное давление.

Automation methods of hermeticity control of gas pipelining laking and shifting fittings are considered. Structural schemes of devices, that allow to realize on practice hermeticity control of different gas fittings automation methods are given.

*Keywords:* hermeticity control, gas fittings, test pressure.

При изготовлении газовой трубопроводной арматуры для промышленной и бытовой техники завершающим этапом ее производства является контроль параметра «герметичность», который заключается в обнаружении недопустимых утечек газа при работе этих устройств. К газовой трубопроводной арматуре относятся клапаны, вентили, краны газовых плит и др. Исключение утечек газа при функционировании трубопроводной арматуры повышает надежность, экономичность, безопасность и экологическую чистоту как производственной, так и бытовой газовой техники.

Однако контроль герметичности трубопроводной арматуры низкого давления обусловлен рядом проблем, связанных как с трудоемкостью процесса контроля, так и конструктивными особенностями этих изделий. Так при контроле на герметичность кранов бытовой газовой плиты величина испытательного давления ограничена 0,015 МПа [1]. Данное условие контроля объясняется тем, что при более высоком испытательном давлении разрушается вязкое графитовое уплотнение, разделяющее рабочие полости крана. Контроль герметичности известными средствами при таком низком испытательном давлении не гарантируют требуемой точности и производительности.

Решение этих проблем в условиях крупносерийного производства газовой трубопроводной арматуры возможно за счет выбора рационального способа контроля герметичности и автоматизации процесса контроля. Анализ особенностей контроля герметичности трубопроводной арматуры низкого давления, например, для бытовой газовой техники с точки зрения точности и возможности автоматизации испытаний, позволил выделить две перспективные

схемы, реализующие манометрический метод контроля. Данный метод заключается в создании обусловленной требованиями контроля величины испытательного давления в полости контролируемого изделия с последующим сравнением величины давления в начале и в конце испытаний. Показателем негерметичности изделия является изменение испытательного давления на определенную величину в течение установленного условиями контроля промежутка времени. Как показали исследования этот метод целесообразно применять при контроле герметичности изделий с рабочими объемами не более 0,5 л, так как при увеличении объема испытываемой камеры значительно увеличивается время контроля [2].

Одна из принципиальных схем устройства контроля герметичности по падению испытательного давления приведена на рис. 1. Воздух от источника давления через фильтр 1 и стабилизатор 2, посредством которого и по манометру 3 устанавливается требуемое входное давление 0,14 МПа, подается к входному штуцеру пневмотумблера 4. С выхода пневмотумблера 4 воздух одновременно поступает в измерительную линию устройства и мембранную камеру 15 зажимного приспособления 11. Измерительная линия устройства построена по принципу равновесного моста с эталонной и измерительной цепями.

Эталонная цепь состоит из последовательно соединенных нерегулируемого пневмосопротивления 7 и регулируемого пневмосопротивления 8, которые образуют дроссельный делитель (показан пунктиром). Измерительная цепь образована нерегулируемым пневмосопротивлением 9 и контролируемым краном 13. В эталонную и измерительную цепи сжатый воздух поступает



жимного приспособления 11 для установки следующего крана осуществляется переключением пневмотумблера 4. Работу схемы данного устройства можно описать следующими уравнениями:

для объектов контроля с допустимой величиной утечки испытательного газа, т. е. которые считаются герметичными

$$p_{\text{н}} - \frac{t \cdot Y}{V} \geq p_{\text{з}},$$

для объектов контроля с утечкой испытательного газа превышающей допустимую, т. е. которые считаются негерметичными

$$p_{\text{н}} - \frac{t \cdot Y}{V} < p_{\text{з}},$$

где  $Y$  – суммарная утечка индикаторного газа;  $t$  – время контроля;  $V$  – контролируемый на герметичность объем в объекте;  $p_{\text{н}}$  – давление в измерительной цепи;  $p_{\text{з}}$  – величина давления в эталонной цепи.

На рис. 2 приведена принципиальная схема устройства контроля герметичности изделий, имеющих две смежные полости, между которыми возможна утечка газа. Устройство состоит из системы управления, которая содержит реле времени 1, триггер со счетным входом 2 и коммутирующую кнопку 3. При этом реле времени 1 подключено к электромагнитным приводам клапанов 4 и 5, инверсный выход триггера 2 – к приводам клапанов 6 и 7, каналы которых соединены с датчиками давления 8 и 9, а также с полостями П1 и П2 контролируемого изделия 11. Выходы датчиков 8 и 9 подключены к отсчетному блоку 10. Устройство работает следующим образом. После выдачи входного сигнала кнопкой 3 на реле времени 1 открываются клапаны 4 и 5. Этим обеспечивается подключение полости контролируемого изделия 11 через нормально открытый канал клапана 6 к источнику вакуума и полости П2 через нормально открытый канал клапана 7 – к источнику избыточного давления газа.

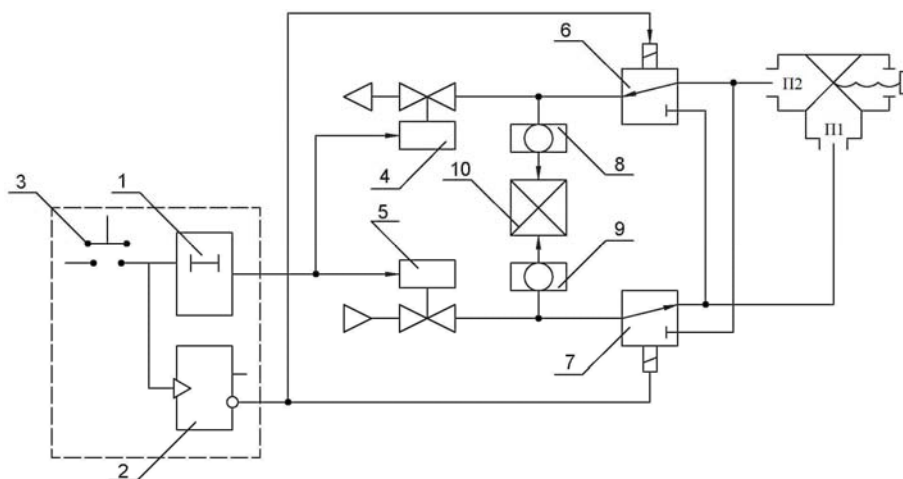


Рис. 2. Схема с изменением направления перепада давления в контролируемом изделии

После того, как в полости П1 создается заданный требованиями контроля уровень вакуума (0,015 МПа), а в полости П2 – заданный уровень избыточного давления (0,015 МПа), происходит срабатывание реле времени 1 и открываются клапаны 4 и 5. С этого момента начинается процесс контроля герметичности изделия 11. Результат контроля определяется по показаниям отсчетного блока 10, сравнивающего сигналы от датчика 8, контролирующего повышение давления в полости П1, и датчика 9, контролирующего понижение давления в полости П2. В случае обнаружения негерметичности испытание прекращается и изделие бракуется. Если датчики 8 и 9 не регистрируют на-

рушение герметичности изделия 11, то осуществляется второй этап испытания. Выдается повторный входной сигнал на реле времени 1 и триггер 2. При этом сигнал управления появится на инверсном выходе триггера 2 и переключит клапаны 6 и 7, а реле времени 1 повторно включит клапаны 4 и 5. Полость П1 контролируемого изделия 11 окажется подсоединенной к источнику избыточного давления газа, а полость П2 – к источнику вакуума. На этом этапе испытаний в полости П1 контролируется понижение давления, а в полости П2 – повышение давления газа. Если датчики 8 и 9 не зарегистрируют негерметичность изделия 11 и на втором этапе испытаний, то оно считается годным.

Особенностью реализуемого в устройстве (рис. 2) способа контроля герметичности [3] является создание двукратного изменения направления перепада давления в контролируемом изделии, т. е. проведение испытаний в два этапа для учета различных условий истечения газа в разных направлениях через микродефекты в уплотнительном элементе контролируемого изделия при их наличии. Кроме того, создание разрежения в одной полости и избыточного давления в смежной полости не превышает абсолютной величины допустимого давления на уплотнительный элемент, но при этом создает в два раза больший перепад давления в местах возможной утечки газа. Это позволяет повысить надежность и точность контроля герметичности газовой арматуры, уменьшить его продолжительность.

Схемы и принцип действия рассмотренных устройств допускают автоматизацию процесса контроля герметичности газовой арматуры, что позволит существенно увеличить производительность испытаний и практически исключить выпуск негерметичных изделий.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. ГОСТ 18460–91. Плиты газовые бытовые. Общие технические условия. – М., 1991. – 29 с.
2. Барабанов, В. Г. К вопросу об исследовании манометрического метода испытаний на герметичность / В. Г. Барабанов // Автоматизация технологических производств в машиностроении: межвуз. сб. науч. тр. / ВолгГТУ. – Волгоград, 1999. – С. 67–73.
3. А. с. № 1567899 СССР, МКИ G01M3/26. Способ испытания двухполостного изделия на герметичность / Г. П. Барабанов, Л. А. Рабинович, А. Г. Суворов [и др.]. – 1990, Бюл. № 20.

УДК 62–503.55

*Н. И. Гданский, А. В. Карпов, Я. А. Саитова*

#### ИНТЕРПОЛИРОВАНИЕ ТРАЕКТОРИИ ПРИ УПРАВЛЕНИИ СИСТЕМОЙ С ОДНОЙ СТЕПЕНЬЮ СВОБОДЫ

ГОУВПО Московский государственный университет инженерной экологии

E-mail: al-kp@mail.ru

При использовании прогнозирования в управлении одностепенными системами возникает необходимость построения траектории, проходящей через ранее измеренные узловые точки. Рассмотрена кусочно-полиномиальная кривая, состоящая из сплайнов Фергюссона. В статье дан метод частичного расчета коэффициентов сплайнов, требующий выполнения существенно меньшего числа вычислительных операций по сравнению с традиционным методом.

*Ключевые слова:* модели нагрузки, прогнозирование, сплайны.

It is necessary to construct the trajectory, which passing through the previously measured nodal points, when using the prediction in control systems. For this purpose, polynomial piecewise curve consisting of Ferguson spline is used. This paper presents a method for calculating the coefficients of these splines, which require significantly fewer computational operations than the traditional method.

*Keywords:* model the external load acting, prediction, splines.

В цифровых системах управления движением в одностепенных системах предложено моделировать внешнюю нагрузку  $M(t, \varphi(t))$  по координате  $\varphi$  в виде набора постоянных коэффициентов  $\bar{M}^k$ . Мгновенная величина  $M(t, \varphi(t))$  при этом является скалярным произведением  $M(t, \varphi(t)) = (\bar{M}^k, \bar{\varphi}^k(t))$ , в котором вектор  $\bar{\varphi}^k(t)$  зависит только от  $t$  и производных  $\varphi$  по  $t$ . При таком способе представления внешней нагрузки для расчета управляющего воздействия в данной системе используется работа  $A$ , которую должен совершать привод на заданном периоде управления  $[t_i, t_{i+1}]$ :

$$A_i = \int_{t_i}^{t_{i+1}} (\bar{M}^k, \bar{\varphi}^k(t)) \varphi'(t) dt.$$

Как следует из общего вида формул для  $M$  и  $A_i$ , они явно не содержат функцию  $\varphi(t)$ , а только ее производные. Это общее свойство метода решения можно использовать для упрощения вспомогательной задачи интерполирования траектории перемещения вала по ее узловым точкам.

Допустим, задан упорядоченный массив узлов траектории  $P_i = (t_i, \varphi_i)$  ( $i = 0, \dots, n$ ). Для построения кусочно-полиномиальной кривой  $\varphi(t)$  второй степени гладкости, проходящей через

заданные узлы, наилучшим решением являются интерполяционные кубические сплайны [1, 2]. Если наложить на общую кривую в начальном и конечном узлах краевые условия  $\varphi''(t_0) = \varphi''(t_n) = 0$ , то она минимизирует функционал

$$J(\varphi(t)) = \int_{t_0}^{t_n} |\varphi''(t)|^2 dt, \text{ который равен минимуму ра-}$$

боты, совершаемой инерционными нагрузками.

Кривая  $\varphi(t)$  состоит из  $n$  кубических парабол  $S_i(t)$ , которые с гладкостью 2 степени соединяются между собой в точках  $t_1, \dots, t_{n-1}$ , называемых *внутренними узлами*. В математической форме выражение кусочности функции  $\varphi(t)$ , прохождение через узлы и гладкость во внутренних узлах, а также краевые условия можно представить в виде:

$$\begin{aligned} \varphi(t) &= S_i(t), t_{i-1} \leq t \leq t_i, i = 1, 2, \dots, n, \\ S_i(t_{i-1}) &= P_{i-1}; S_i(t_i) = P_i, i = 1, 2, \dots, n, \\ S_i'(t_i) &= \bar{S}_{i+1}'(t_i), S_i''(t_i) = \bar{S}_{i+1}''(t_i), \\ i &= 1, \dots, n-1. \end{aligned} \quad (1)$$

$$S_1''(t_0) = S_n''(t_n) = 0.$$

Обычно задача расчета коэффициентов сплайнов  $S_i(t)$  решается с использованием локальных кубических сплайнов Эрмита, введения для них первых производных  $y_i'$ , которые определяют методом прогонки [1, 2].

**Постановка задачи.** На плоскости  $tO\varphi$  задан набор из  $(k+1)$  точки вида  $\bar{P}_i = (\varphi_i, \tau_i)$ ,  $i = 0, \dots, k$ . На отрезках  $l_i = (\bar{P}_i, \bar{P}_{i+1})$ ,  $i = 0, \dots, k-1$  рассмотрим кубические сплайны  $S_i(\tau) = C_0^i + C_1^i \cdot \tau + C_2^i \cdot \tau^2/2 + C_3^i \cdot \tau^3/3$ ,  $i = 0, \dots, k-1$ .

Поскольку в расчетные формулы для  $M$  и  $A_i$  входит не сама кривая  $\varphi(t)$ , а ее производные, то достаточно найти только коэффициенты  $\{C_1^i, C_2^i, C_3^i\}$  всех сплайнов  $\{S_i(\tau)\}$  ( $i = 0, \dots, k-1$ ) при заданных геометрических условиях (1).

**Решение.** Вместо  $S_i(\tau)$  рассматриваем их первые производные  $D_i(\tau) = (S_i(\tau))'_\tau = C_1^i + C_2^i \cdot \tau + C_3^i \cdot \tau^2$ . Применим упрощенный по сравнению с расчетом коэффициентов кубических сплайнов  $\{S_i(\tau)\}$  метод построения соответствующих им парабол  $\{D_i(\tau)\}$ . Для определенности параболу  $D^0(\tau)$  будем называть *начальной*, параболы  $D^1(\tau) - D^{k-2}(\tau)$  – *внутренними*,  $D^{k-1}(\tau)$  – *конечной*. При расчете используем прямой и обратный ход.

**Начальные действия.** Вводим вспомогательные массивы  $\{A_1^i\}$ ,  $\{B_1^i\}$ ,  $\{A_2^i\}$ ,  $\{B_2^i\}$ ,  $\{A_3^i\}$ ,  $\{B_3^i\}$ , в которых номера элементов изменяются от 0 до  $k-1$ .

**Шаг 1.** Расчет вспомогательных коэффициентов  $A_1^0, B_1^0, A_2^0, B_2^0$  для начальной параболы.

$$A_1^0 = -\tau_1^2/3; B_1^0 = \Delta\varphi_0/\tau_1; A_2^0 = B_2^0 = 0.$$

**Шаг 2.** Цикл по внутренним параболам ( $i = 1, \dots, k-2$ ). Расчет вспомогательных коэффициентов  $A_1^i, B_1^i, A_2^i, B_2^i$  для внутренней параболы  $D^i(\tau)$ , а также коэффициентов  $A_3^{i-1}, B_3^{i-1}$  для параболы  $D^{i-1}(\tau)$ .

$$\begin{aligned} \Delta\tau_i &= (\tau_{i+1} - \tau_i); \Delta\varphi_i = (\varphi_{i+1} - \varphi_i); \Delta\tau_{i\text{cp}} = (\tau_i + \tau_{i+1})/2; \\ \Delta AB_1 &= A_1^{i-1} + A_2^{i-1} \cdot \Delta\tau_{i\text{cp}} + \tau_i \cdot \tau_{i+1}; \\ A_3^{i-1} &= -\Delta\tau_i^2/(3 \cdot \Delta AB_1); \\ B_3^{i-1} &= (\Delta\varphi_i/\Delta\tau_i - B_1^{i-1} - B_2^{i-1} \Delta\tau_{i\text{cp}})/\Delta AB_1; \\ \Delta AB_1 &= (A_1^{i-1} - \tau_i^2); \Delta AB_2 = (A_2^{i-1} + 2 \cdot \tau_i); \\ A_1^i &= A_3^{i-1} \cdot \Delta AB_1 + \tau_i^2; B_1^i = B_3^{i-1} \cdot \Delta AB_1 + B_1^{i-1}; \\ A_2^i &= A_3^{i-1} \cdot \Delta AB_2 - 2 \cdot \tau_i; B_2^i = B_3^{i-1} \cdot \Delta AB_2 + B_2^{i-1}. \end{aligned}$$

**Шаг 3.** Расчет коэффициентов  $C_1^{k-1}, C_2^{k-1}, C_3^{k-1}$  конечной параболы ( $i = k-1$ ).

$$\begin{aligned} \Delta\tau_{k-1} &= (\tau_k - \tau_{k-1}); \Delta\varphi_{k-1} = (\varphi_k - \varphi_{k-1}); \\ \Delta AB_1 &= (A_1^{k-2} - \tau_{k-1}^2)/(A_2^{k-2} + 2\tau_{k-1}); \\ C_3^{k-1} &= [\Delta\varphi_{k-1}/\Delta\tau_{k-1} - B_2^{k-2} \cdot \Delta AB_1 - B_1^{k-2}]/ \\ &\quad / [-2\Delta\tau_{k-1} \cdot \Delta AB_1 + \Delta\tau_{k-1}^2/3]; \\ C_2^{k-1} &= -2\tau_{k-1} \cdot C_3^{k-1}; \\ C_1^{k-1} &= [-2\Delta\tau_{k-1} \cdot \Delta AB_1 + \tau_{k-1}^2] \cdot C_3^{k-1} + \\ &\quad + B_2^{k-2} \cdot \Delta AB_1 + B_1^{k-2}. \end{aligned}$$

**Шаг 4.** Цикл по параболам с номерами  $i = k-2, \dots, 0$ . Расчет их коэффициентов  $C_1^i, C_2^i, C_3^i$ .

$$\begin{aligned} C_3^i &= A_3^i \cdot C_3^{i+1} + B_3^i; \\ C_1^i &= A_1^i \cdot C_3^i + B_1^i; \\ C_2^i &= A_2^i \cdot C_3^i + B_2^i. \end{aligned}$$

**Замечание.** Если необходимо найти свободные коэффициенты сплайнов  $C_0^i$ , например – для визуализации формы получаемых сплайнов с целью проверки качества получаемых реше-

ний, то их проще всего найти по формуле:

$$C_0^i = \varphi_i - C_1^i \cdot \tau_i - C_2^i \cdot \tau_i^2 / 2 - C_3^i \cdot \tau_i^3 / 3, \\ i = 0, \dots, k-1.$$

Предложенный метод частичного расчета коэффициентов интерполяционных кубических сплайнов требует выполнения существенно меньшего числа вычислительных операций по сравнению с традиционным методом, в котором применяются локальные кубические сплайны

Эрмита и обычный метод прогонки. Это упрощает применение данного метода интерполирования в задачах управления движением.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бахвалов, Н. С. Численные методы / Н. С. Бахвалов, Н. П. Жидков, Г. М. Кобельков. – М.: Лаборатория Базовых Знаний, 2002. – 632 с.
2. Гданский, Н. И. Геометрическое моделирование и машинная графика / Н. И. Гданский – М.: МГУИЭ, 2003. – 236 с.

УДК 62–503.55

**Н. И. Гданский, А. В. Карпов, Я. А. Саитова, В. Г. Самойлов**

### АДАПТИВНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКИ НА ПРИВОДЕ ВРАЩАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

ГОУВПО Московский государственный университет инженерной экологии

E-mail: al-kp@mail.ru

Изложен метод моделирования внешней нагрузки, действующей на привод, на основе данных о его перемещении и работе, затрачиваемой двигателем. Рассмотрены общие вопросы построения моделей данного вида.

*Ключевые слова:* моделирование внешней нагрузки, привод.

A method for modeling the external load acting on the drive, on the basis of data on its movements and the work expended motion engines. The general problems of constructing models of this kind.

*Keywords:* modeling the external load acting, drive.

На основных производственных операциях изменение нагрузки, действующей на привод рабочих органов оборудования, носит обычно детерминированный характер. Это обусловлено входным контролем качества сырья, точным его дозированием, синхронизацией времени выполнения отдельных операций и соблюдением ряда других производственных условий, что в итоге позволяет достаточно просто автоматизировать их.

На многих вспомогательных операциях силовые факторы, действующие на рабочие органы исполнительных механизмов, могут изменяться непредсказуемым образом, что значительно усложняет автоматизацию данных операций. Одним из путей решения данной задачи является применение адаптивных систем управления, позволяющих выполнять заданные действия. Развитие цифровых устройств делает актуальным развитие научных основ их проектирования, базирующихся на численных методах.

В качестве исполнительного звена принят рабочий вал привода, углы поворота которого  $\varphi_i$  и соответствующие им моменты времени  $t_i$  регистрируются средствами управляющей системы. Узловые точки  $(t_i, \varphi_i)$  на графике перемещений вала  $\varphi(t)$  обозначим через  $P_i$ .

Приведенный момент движущих сил  $M_d$  обусловлен действием двигателя, момент сил сопротивления  $M$  обусловлен действием на рабочий вал сил самой различной природы. Работу их на промежутке  $[t_i; t_{i+1}]$  выражают через  $M(\varphi)$  и зависимость  $\varphi(t)$ :

$$A(t) = \int_{t_i}^{t_{i+1}} M(\varphi(t)) \cdot \varphi'(t) dt.$$

Пренебрегая потерями механической энергии в системе, полагаем, что работа сил движущих  $A_{di}$  за отрезок времени  $[t_i; t_{i+1}]$  равна работе сил сопротивления  $A_{ci}$ :  $A_{di} = A_{ci}$ . По [1] момент  $M$  содержит как составляющие, изменяющиеся только по времени  $t$ , так и зависящие от  $\varphi(t)$  (вязкое трение, инерционные нагрузки и др.). При этом  $M$  является функцией как  $t$ , так и  $\varphi(t)$ :  $M = M(t, \varphi(t))$ .

В качестве модели внешней нагрузки предложено принять вектор  $\bar{M}^k$  из постоянных величин, имеющих физический смысл усредненных значений частных производных от  $M$  по параметрам  $t, \varphi$ , характеризующих построенную на основе прогнозирования модель внешней нагрузки. Индекс  $k$  обозначает максимальный порядок производных (*порядок модели*). При фиксированных коэффициентах  $\bar{M}^k$  и пе-

ременных параметрах движения, задаваемых вектором кинематических характеристик  $\bar{\varphi}^k(t)$  [1], мгновенную величину  $M(t, \varphi(t))$  представим как скалярное произведение:

$$M(t, \varphi(t)) = (\bar{M}^k, \bar{\varphi}^k(t)).$$

Для расчета управляющего воздействия в системе принята работа  $A$ , которую должен совершать двигатель на заданном периоде управления. Ее необходимая величина на отрезке  $[t_i, t_{i+1}]$  как функция  $t$  определяется так:

$$A_i(t) = \int_{t_i}^{t_{i+1}} (\bar{M}^k, \bar{\varphi}^k(t)) \varphi'(t) dt. \quad (1)$$

Модель нулевого порядка содержит только постоянную составляющую функции  $M(t, \varphi(t))$ :  $\bar{M}^0 = \{M\}$ , которая обусловлена действием постоянных сил и усредненными значениями переменных силовых факторов. Заменим реальные величины  $M(t, \varphi(t))$  их усредненным постоянным значением  $M(t, \varphi(t)) \approx M = \text{const}$  на  $[\varphi_i, \varphi_{i+1}]$ , получим:

$$A_{\text{дн}} = A_{\text{сн}} = \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} M d\varphi = M \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} d\varphi = M(\varphi_{i+1} - \varphi_i) = M \Delta\varphi_i$$

Отсюда:  $\bar{M}^0 = M = A_{\text{дн}} / \Delta\varphi$ .

Так как в модели нулевого порядка  $M(t, \varphi(t)) = M = M \cdot 1$ , то вектор кинематических характеристик  $\bar{\varphi}^0(t)$ , обеспечивающий выполнение (1) для модели нулевого порядка имеет одну компоненту, равную 1:  $\bar{\varphi}^0(t) = \{1\}$ . Модель внешней нагрузки нулевого порядка  $\bar{M}^0 = \{M\}$  и соответствующий ей кинематический вектор  $\bar{\varphi}^0(t) = \{1\}$  точно описывают движение с постоянной скоростью (равномерное), при котором  $\varphi'(t) = \text{const}$ . Она проста, ее можно построить всегда, для любых точек  $\bar{P}_i \neq \bar{P}_{i+1}$ . Для нее не требуется построения кривой  $\varphi(t)$ , проходящей через узловые точки.

В модели первого порядка  $\bar{M}^1$  наряду с постоянной составляющей учитываются производные от  $M$  первого порядка. Заменим реальные значения момента  $M(t+\Delta t, \varphi(t+\Delta t))$  при изменении  $\Delta t$  от 0 до некоторого малого значения суммой из постоянного слагаемого  $M$  и линейного  $\frac{dM}{dt} \Delta t$ , где  $\frac{dM}{dt}$  – усредненное значение первой производной:

$$M(t + \Delta t, \varphi(t + \Delta t)) \approx M + \frac{dM}{dt} \Delta t.$$

Для отдельного учета влияния  $t$  и  $\varphi$  на величину  $M$ , выразим полную производную  $\frac{dM}{dt}$

при помощи частных производных по  $t$  и  $\varphi$ :  $\frac{dM}{dt} = \frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\partial M}{\partial \varphi} \cdot \frac{d\varphi}{dt}$ . При этом выражение для  $M$  запишется так

$$M(t + \Delta t, \varphi(t + \Delta t)) \approx M + \left( \frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\partial M}{\partial \varphi} \cdot \frac{d\varphi}{dt} \right) \Delta t. \quad (2)$$

В формуле приближенное значение момента  $M(t+\Delta t, \varphi(t+\Delta t))$  выражено через три постоянных величины  $M$ ,  $\frac{\partial M}{\partial t}$ ,  $\frac{\partial M}{\partial \varphi}$ , характеризующих приведенный момент сил сопротивления. Также в (2) входит приращение времени  $\Delta t$ , которое практически должно рассчитываться от некоторого единого для принятой модели момента времени  $t_{\text{нач}}$ , которое в рамках модели для краткости обозначаем:  $\tau = \Delta t = t - t_{\text{нач}}$ . Таким образом, модель нагрузки первого порядка и вектор кинематических характеристик имеют вид:

$$\bar{M}^1 = \left\{ M; \frac{\partial M}{\partial \tau}; \frac{\partial M}{\partial \varphi} \right\}; \quad \bar{\varphi}^1(t) = \{1; \tau; \varphi'(\tau) \cdot \tau\}.$$

Рассмотрим построение модели второго порядка, в которой, в частности, за счет использования второй производной  $\frac{\partial^2 M}{\partial \varphi^2}$  более точно учитываются инерционные нагрузки, которые могут по величине быть сравнимыми и даже превышать полезную составляющую общей нагрузки. Разложение функции  $M(t, \varphi(t))$  в окрестности фиксированного значения  $t$  в ряд Тейлора с точностью до малых 3-го порядка по  $\Delta t$  имеет вид:

$$M(t + \Delta t, \varphi(t + \Delta t)) \approx M(t, \varphi(t)) + \frac{dM}{dt}(t, \varphi(t)) \Delta t + \frac{1}{2} \frac{d^2 M}{dt^2} \Delta t^2. \quad (3)$$

Выразим в данной формуле полную вторую производную  $\frac{d^2 M}{dt^2}$  через частные производные

по  $t$  и  $\varphi$ , используя правило дифференцирования сложной функции, а также учитывая  $\frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{d\varphi}{dt} \right) = \left( \frac{d^2 \varphi}{dt^2} \right) / \left( \frac{d\varphi}{dt} \right)$ :

$$\frac{d^2 M}{dt^2} = \frac{d}{dt} \left( \frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\partial M}{\partial \varphi} \cdot \frac{d\varphi}{dt} \right) = \frac{\partial^2 M}{\partial t^2} + 2 \cdot \frac{\partial^2 M}{\partial t \partial \varphi} \cdot \frac{d\varphi}{dt} + \frac{\partial^2 M}{\partial \varphi^2} \cdot \left( \frac{d\varphi}{dt} \right)^2 + 2 \cdot \frac{\partial M}{\partial \varphi} \cdot \frac{d^2 \varphi}{dt^2}.$$

Подставим в (3) выражения для первой и второй полных производных и обозначим угловую скорость вала  $d\varphi/dt = \varphi'$  и ускорение  $d^2\varphi/dt^2 = \varphi''$  получим:

$$M(t + \Delta t; \varphi(t + \Delta t)) \approx M(t; \varphi(t)) + \left[ \frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\partial M}{\partial \varphi} \cdot \varphi' \right] \cdot \Delta t + \\ + \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial^2 M}{\partial t^2} + 2 \cdot \frac{\partial^2 M}{\partial t \partial \varphi} \cdot \varphi' + \frac{\partial^2 M}{\partial \varphi^2} \cdot (\varphi')^2 + 2 \cdot \frac{\partial M}{\partial \varphi} \cdot \varphi'' \right] \cdot \Delta t^2. \quad (4)$$

Вводя аналогично относительное время  $\tau = \Delta t = t - t_{\text{нач}}$ , из (4) получим модель нагрузки второго порядка и вектор кинематических характеристик:

$$\bar{M}^2 = \left\{ M; \frac{\partial M}{\partial \tau}; \frac{\partial M}{\partial \varphi}; \frac{\partial^2 M}{\partial \tau^2}; \frac{\partial^2 M}{\partial \tau \partial \varphi}; \frac{\partial^2 M}{\partial \varphi^2} \right\}; \\ \bar{\varphi}^2(t) = \left\{ 1; \tau; \varphi' \cdot \tau + \varphi'' \cdot \tau^2; \frac{1}{2} \tau^2; \varphi' \cdot \tau^2; \frac{1}{2} (\varphi')^2 \tau^2 \right\}.$$

Поскольку в векторы кинематических характеристик  $\bar{\varphi}^k$  моделей  $\bar{M}^k$  при  $k > 0$  входят производные  $d^s \varphi/dt^s$  от  $s = 1$  до  $s = k$ , то для расчета коэффициентов  $\bar{M}^k$  при  $k > 1$  необходимо построение непрерывной кривой  $\varphi(t)$  гладкости  $(k-1)$ , проходящей через узловые точки

$\{P_i = (t_i, \varphi_i)\}$ . Использование для этой цели единой полиномиальной кривой (например, полиномов Лагранжа, Эрмита и др.) при большом числе узлов исключено из-за их осцилляции между узловыми точками. Поэтому надо применять кусочно-полиномиальные кривые, состоящие из отдельных сплайнов [2].

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Марченко, Ю. А. Адаптивный цифровой алгоритм программного управления в условиях переменной внешней нагрузки / Ю. А. Марченко / Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2010. – № 12. – С. 34–36.
2. Бахвалов, Н. С. Численные методы / Н. С. Бахвалов, Н. П. Жидков, Г. М. Кобельков – М.: Лаборатория Базовых Знаний, 2002. – 632 с.

УДК 621.9.04:621.824.5

**Д. В. Гранченко**

### АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ ВАЛОВ

Тольяттинский государственный университет

E-mail: office@tltsu.ru

Статья посвящена аналитическому исследованию динамике нежестких заготовок на операциях вибрационной обработки.

**Ключевые слова:** динамика, нежесткий вал, релаксация напряжений, вибрационная обработка.

The article is devoted to the analytical research of dynamic of the nonrigid shaft by the affection vibration.

**Keywords:** dynamics, nonrigid shaft, stress relaxation, processing with vibration.

Основной задачей вибрационной обработки является стабилизация и минимизация остаточных напряжений маложестких деталей.

Эффективность вибрационной обработки зависит от значения и места приложения вынуждающей силы, геометрической формы детали, частоты и формы рабочих колебаний. Методом начальных параметров проведено исследование влияния дополнительных опор, характеристик опор, дополнительных масс упруго закрепленных на заготовке и их расположения, а также частоты воздействия на положение зон пучностей и узлов по длине заготовки для изгибных колебаний, как максимально влияющих на релаксацию напряжений.

Аналитическое исследование проводилось в системе Mathcad с использованием метода начальных параметров.

Матричное уравнение, связывающее граничные сечения, заданные в виде упругих опор [1]:

$$\begin{pmatrix} y_n \\ \varphi_n \cdot l \\ \frac{M_n \cdot l^2}{EJ} \\ \frac{Q_n \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} y_0 \\ \varphi_0 \cdot l \\ \frac{M_0 \cdot l^2}{EJ} \\ \frac{Q_0 \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix},$$

где  $EJ$  – изгибная жесткость некоторого участка вала;  $l$  – длина вала;  $y_0, y_n, \varphi_0, \varphi_n, Q_0, Q_n, M_0,$



$M_n$  – поперечное смещение, угол поворота, поперечная сила и изгибающий момент в начальном 0-м и граничном  $n$ -м сечениях соответственно;  $a_{jk}$  – коэффициенты матрицы переноса ( $j=1, 4, k=1, 4$ ).

Вибратор, воздействующий переменной силой на заготовку, принимаем как массу, упруго подвешенную к валу (рис. 1). Коэффициент жесткости связи массы и вала определяется величиной затяжки крепежного механизма и его конструктивными особенностями. Амплитуда силы определяется величиной дисбаланса эксцентриковой массы.

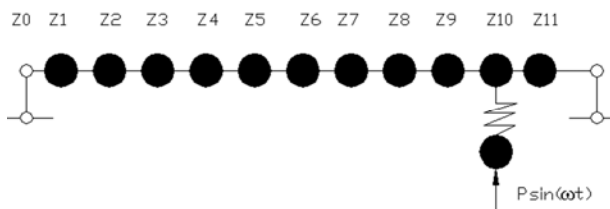


Рис. 1. Расчетная схема вибрационной обработки

Для невесомого участка стержня с двумя сосредоточенными массами, одна из которых закреплена жестко, а вторая упруго и подверженной воздействию сосредоточенной гармонической силой зависимость между параметрами в сечениях  $i$  и  $i-1$  имеет вид:

$$Y_i = J_i Y_{i-1} + \Lambda_i,$$

где  $J_i$  – переходная матрица невесомого участка стержня с опорой, упругой относительно поперечных перемещений;

$$\Lambda = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \frac{y_i \cdot c_i \cdot l^3}{EJ(-m_i \cdot P_i^2 + c_i)} \end{pmatrix},$$

где  $P_i$  – амплитуда гармонической силы, изменяющейся с частотой  $\Omega$ ;  $m_i$  – масса, упруго закрепленная на валу и к которой приложена гармоническая сила;  $c_i$  – коэффициент жесткости упругого закрепления;

Проведенные расчеты, использующие метод начальных параметров в матричной форме, была проанализирована вибрационная обработка при различных схемах установки заготовки и режимах нагружения в системе Mathcad.

Методом начальных параметров были получены формы оси заготовки при различных технологических параметрах вибрационной обработки, представленные на рис. 2 и 3. На ри-

сунках: 1 – колебания с частотой  $\omega = 2$  рад/с, возмущающее усилие  $P = 10$  Н,  $m = 5$  кг, жесткость связи  $\kappa = 10^5$  Н/м, узел расположения вибратора – Z10; 2 –  $\omega = 5$  рад/с,  $P = 10$  Н,  $m = 5$  кг,  $\kappa = 10^5$  Н/м, Z10; 3 –  $\omega = 5$  рад/с,  $P = 100$  Н,  $m = 5$  кг,  $\kappa = 10^3$  Н/м, Z6; 4 –  $\omega = 15$  рад/с,  $P = 100$  Н,  $m = 5$  кг,  $\kappa = 10^5$  Н/м, Z10; 5 –  $\omega = 25$  рад/с,  $P = 100$  Н,  $m = 5$  кг,  $\kappa = 10^5$  Н/м, Z10, узел крепления дополнительной массы Z5; 6 –  $\omega = 25$  рад/с,  $P = 100$  Н,  $m = 5$  кг,  $\kappa = 10^5$  Н/м, Z10; 7 –  $\omega = 25$  рад/с,  $P = 100$  Н,  $m = 8$  кг,  $\kappa = 10^2$  Н/м, Z6, узлы крепления дополнительных масс Z3, Z10; 8 –  $\omega = 25$  рад/с,  $P = 100$  Н,  $m = 25$  кг,  $\kappa = 10^3$  Н/м, Z6; узел крепления дополнительной массы Z4.

Как следует из кривых, представленных на рис. 2 и 3 за счет изменения частоты воздействия, перемещения вибратора по длине заготовки и использования дополнительных масс можно добиться перемещения зон пучностей по длине детали. Для равномерной проработки материала вала в поперечном сечении необходимо заготовку дополнительно вращать вокруг своей продольной оси.

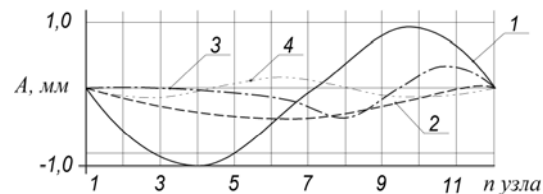


Рис. 2. Формы оси заготовки при различных частотах

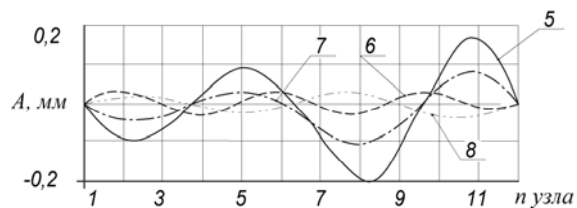


Рис. 3. Формы оси заготовки при различных расположениях вибратора и использования дополнительных масс

Проведенные исследования подтверждены результатами экспериментов [2] и позволяют сделать следующие выводы:

1. Виброобработку следует проводить на резонансных частотах (на первых трех). Первый цикл вибронгруженный проводить на третьей моде, как на наиболее результативной и далее по степени убывания.

2. Проработка детали при виброобработке будет наиболее эффективной, если использовать вибратор с возможностью перемещения

вдоль заготовки, при этом сам вибратор будет выступать в качестве дополнительной массы.

Полученные результаты позволяют повысить стабилизацию остаточных напряжений и минимизировать их по длине.

УДК 621.941.29.08

*Е. В. Дудкин, С. Г. Поступаева, И. Э. Симонова*

## **РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА НА АВТОМАТИЧЕСКОМ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕМ ОБОРУДОВАНИИ**

**Волгоградский государственный технический университет**

Email: app@vstu.ru

В статье предлагается метод оценки работоспособности твердосплавных изделий по величине коэрцитивной силы и сортировки их на группы качества по химическому, фазовому составу и режущим свойствам.

*Ключевые слова:* твердосплавные пластины, термоэлектродвижущая сила, коэрцитивная сила, химический состав, фазовый состав, режущие свойства.

The method suggested in the paper is designed to evaluate influence of the carbon upon chemical, phase composition and cutting properties.

*Keywords:* carbide tool inserts, chemical composition, phase composition, cutting properties, thermoelectromotive force (thermoe.m.f), coercitive force.

В структуре технологических процессов производства изделий машиностроения наибольший удельный вес занимает обработка металлов резанием. Такие технологические процессы, особенно автоматизированные по своей производительности, качеству, точности и экономичности изготовления деталей машин преобладают над другими видами обработки. Поэтому дальнейшее совершенствование автоматических технологических процессов является основным направлением повышения эффективности производства.

В условия автоматизированного производства значительно возрастает роль инструмента. Инструмент должен удовлетворять всем требованиям его эксплуатации в автоматическом цикле при этом важное значение приобретает выбор экономически целесообразных и эффективных условий резания.

Однако в производственных условиях простои автоматического оборудования по вине режущего инструмента составляют на станках-автоматах и автоматических линиях до 30 %, а на станках с ЧПУ до 35 % от общего объема простоев. Это объясняется, главным образом, значительной неоднородностью твердосплавных изделий по содержанию углерода и фазового состава в партиях поставки. Таким образом, процентное содержание углерода в твердых сплавах определяет их химический и фазо-

### **БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК**

1. Ивович, В. А. Переходные матрицы в динамике упругих систем / В. А. Ивович. – М.: Машиностроение, 1969. – 199 с.

2. Драчев, О. И. Технология изготовления маложестких осесимметричных деталей: монография / О. И. Драчев. – СПб: «Политехника», 2005. – 289 с.

вый состав, а, следовательно, физико-механические и режущие свойства [1].

Комбинированный метод оценки работоспособности и сортировки твердосплавных изделий позволяет установить взаимосвязь между двумя основными характеристиками твердых сплавов – величиной термоЭДС и коэрцитивной силой [2].

Исследования проводились для основных твердых сплавов, которые наиболее часто используются при изготовлении режущего инструмента. Для каждого сплава (Т5К10, Т15К6, Т14К8, ВК6, ВК8) при различных значениях коэрцитивной силы, соответствующих диапазону, допустимому по ГОСТ, были измерены соответствующие значения термоЭДС.

Экспериментальные данные показали, что между полученными показателями величин термоЭДС и коэрцитивной силы существует тесная взаимосвязь. Это подтверждается значениями коэффициентов парной корреляции  $r$ , близкими к единице (расчетные значения  $r$  заключены в пределах 0,98 – 0,999).

В результате появилась возможность получить эмпирическое уравнение зависимости термоЭДС ( $E$ ) от коэрцитивной силы ( $H_c$ ) для каждого из исследуемых твердых сплавов. Исходя из теоретических соображений о характере зависимости, а также вида корреляционных полей была выбрана линейная модель зависимости:

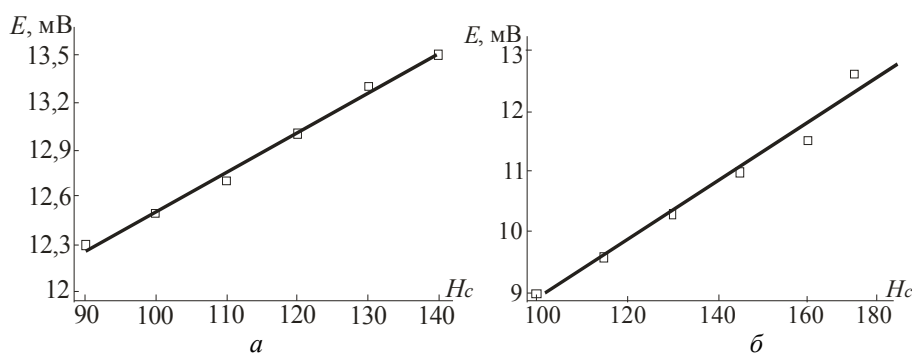
$$E = a + b \cdot H_c.$$

Результаты расчетов приведены в таблице. Коэффициент  $b$  в полученных моделях показывает, на сколько в среднем увеличивается термоЭДС при увеличении коэрцитивной силы на единицу.

Все полученные модели имеют высокое качество, о чем свидетельствуют вычисленные значения коэффициентов детерминации  $R^2$  и статистик Фишера  $F$ . Коэффициент детерминации равен доле дисперсии, объясненной влия-

нием фактора коэрцитивной силы, и составляет 97,6–99 % в построенных моделях.

Твердые сплавы	Уравнение регрессии
T5K10	$E = 10,1 + 0,024H_c$
T15K6	$E = 3,28 + 0,043H_c$
T14K8	$E = 4 + 0,048H_c$
BK6	$E = 5,13 + 0,069H_c$
BK8	$E = 5,875 + 0,046H_c$



Зависимость термоЭДС ( $E$ ) от коэрцитивной силы ( $H_c$ ) для двух марок твердого сплава:  
а – T5K10; б – T14K8

Большие значения  $F$ -статистик (160,1–2956) также указывают на высокое качество моделей. Эти значения существенно превышают критическое значение  $F(1,5-1) = 7,71$ , найденное для уровня значимости  $\alpha = 0,05$  %.

По полученным экспериментальным данным и найденным уравнениям регрессии можно графически изобразить зависимость термоЭДС от коэрцитивной силы (указано на рисунке).

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Третьяков, В. И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов / В. И. Третьяков. – М. : Металлургиздат, 1976. – 527 с.
2. Дудкин, Е. В. Инструментальное обеспечение автоматического металлообрабатывающего оборудования / Е. В. Дудкин, С. Г. Поступаева, Д. А. Елистратов // Известия ВолгГТУ: межвуз. сб. науч. ст. №12(72)/ ВолгГТУ. – Волгоград, 2010. – С. 79–82. (Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 6).

УДК 519.876.5

А. Г. Кесоян, Т. Н. Склянкина

#### ОПТИМАЛЬНАЯ СТРАТЕГИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ РАЗНОРАЗМЕРНОГО ПРУТКОВОГО МАТЕРИАЛА

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: app@vstu.ru

Предложен способ оптимального раскрытия разноразмерного пруткового материала на детали различной длины. Решение подобной задачи с использованием методов линейного программирования позволило минимизировать отходы используемого материала.

**Ключевые слова:** пруток, деталь, отходы, минимизация.

The way of optimal cutting barstock of different size to different length details is proposed. The solution of such problem with applying the linear programming method has allowed minimizing off-cuts of used materials.

**Keywords:** bar, detail, off-cuts, minimization.

Важнейшим фактором оценки эффективности деятельности предприятия является экономия материальных ресурсов и, соответственно,

снижение себестоимости изготавливаемой продукции. В промышленном производстве применяется большое количество различных материа-

лов, которые подвергаются разрезке на штучные заготовки. В процессе раскроя возникают отходы из-за некрatности размеров деталей размерам исходного материала, то есть суммарная длина получаемых деталей некрatна длине прутка. Возникающие при этом отходы производства могут составлять значительную часть изготавливаемой продукции. В связи с этим минимизация потерь при разрезке прутков на штучные детали – актуальная задача современного производства. Решить ее можно, осуществляя рациональный раскрой промышленных материалов с использованием математических методов, например, линейного программирования [1, 2]. В этом случае требуется определить, какое число прутков необходимо нарезать по различным вариантам раскроя, чтобы число деталей соответствовало заданной программе, и длина остатков была минимальной.

Для решения подобной задачи необходимо предварительно найти план раскроя каждого прутка, то есть определить, сколько деталей различной длины можно получить при определенном варианте раскроя. Тогда в качестве неизвестных принимается количество прутков, раскраиваемых соответствующими вариантами.

Математическую формулировку задачи оптимального раскроя можно представить в следующем виде: для нарезки деталей  $l_1, l_2, \dots, l_i, \dots, l_m$  используется прутки длиной  $l$ . Требуется нарезать следующее количество деталей: длиной  $l_1 - k_1$  шт., длиной  $l_2 - k_2$  шт., ..., длиной  $l_i - k_i$  шт., ..., длиной  $l_m - k_m$  шт. Для решения такой задачи необходимо определить план раскроя каждого прутка, т. е. определить, сколько деталей  $a_{ij}$  (первый индекс – номер детали, второй индекс – номер варианта раскроя прутка) различной длины  $l_i$  можно получить при определенном  $j$  варианте раскроя, обеспечивая длину остатка  $O_j$  прутка. В качестве неизвестных  $x_1, x_2, \dots, x_j, \dots, x_n$  принимается количество прутков, раскраиваемых соответственно вариантами 1, 2, ...,  $j$ , ...,  $n$ .

Так как число деталей длиной  $l_i$  см должно быть не менее  $k_i$  штук, то ограничения имеют вид:

$$\begin{cases} a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + \dots + a_{1j}x_j + \dots + a_{1n}x_n \geq k_1, \\ a_{21}x_1 + a_{22}x_2 + \dots + a_{2j}x_j + \dots + a_{2n}x_n \geq k_2, \\ \dots \\ a_{i1}x_1 + a_{i2}x_2 + \dots + a_{ij}x_j + \dots + a_{in}x_n \geq k_i, \\ \dots \\ a_{m1}x_1 + a_{m2}x_2 + \dots + a_{mj}x_j + \dots + a_{mn}x_n \geq k_m, \\ x_1 \geq 0, x_2 \geq 0, \dots, x_j \geq 0, \dots, x_n \geq 0. \end{cases}$$

Минимум остатков прутков  $O_j$  отразится в целевой функции

$$\min z = O_1x_1 + O_2x_2 + \dots + O_jx_j + \dots + O_nx_n.$$

Такой класс задач решается методами линейного программирования, например, симплекс-методом.

Однако данное решение невозможно использовать при раскрое разноразмерных прутков на детали различной длины. Кроме того, получаемое решение является нецелочисленным, так как в результате расчета может получаться дробное число прутков, раскраиваемых по какому-либо варианту.

В качестве одного из путей решения подобной проблемы можно использовать метод целочисленного линейного программирования. Особенностью предлагаемой разработки является разноразмерность не только деталей, но и пруткового материала, что не позволяет использовать уже имеющиеся методы решения задач о раскрое.

Так как формирование деталей различной длины или заготовок для последующей обработки требует получения их целого (кратного) числа из общей длины пруткового материала, то для решения подобной задачи необходима разработка целесообразной стратегии формирования изделий.

При раскрое разноразмерных прутков задача формулируется следующим образом: необходимо так раскроить прутки различной длины  $h_1, h_2, \dots, h_i, \dots, h_m$  на детали длиной  $l_1, l_2, \dots, l_j, \dots, l_n$ , чтобы отход был минимален при целом числе деталей.

Математическая формулировка задачи примет следующий вид:

$$\begin{cases} l_1x_1 + l_2x_2 + \dots + l_jx_j + \dots + l_nx_n + O_1 = h_1, \\ l_1x_{n+1} + l_2x_{n+2} + \dots + l_nx_{2n} + O_2 = h_2, \\ \dots \\ l_1x_{(m-1)n+1} + l_2x_{(m-1)n+2} + \dots + l_nx_{mn} + O_m = h_m, \\ x_1, x_2, \dots, x_{mn} \geq 0, \\ x_1, x_2, \dots, x_{mn} - \text{целые.} \end{cases}$$

В этом случае  $x_j$  – число деталей определенного размера, а целевая функция отражает минимум остатков каждого прутка

$$\min z = O_1 + O_2 + \dots + O_n.$$

Предлагаемое решение раскроя разноразмерного пруткового материала позволяет также учитывать расход материала при резке. Формулируется следующая задача: минимизировать

отходы при раскрое имеющихся прутков различной длины  $h_i$  из которых требуется получить не менее  $k_i$  числа заготовок длины  $l_j$  с уче-

том ширины распила  $s$ .

Тогда задача раскроя будет выглядеть следующим образом:

$$\begin{cases} (l_1 + s)x_1 + (l_2 + s)x_2 + \dots + (l_n + s)x_n + O_1 = h_1, \\ (l_1 + s)x_{n+1} + (l_2 + s)x_{n+2} + \dots + (l_n + s)x_{2n} + O_2 = h_2, \\ \dots\dots\dots \\ (l_1 + s)x_{(m-1)n+1} + (l_2 + s)x_{(m-1)n+2} + \dots + (l_n + s)x_{mn} + O_m = h_m, \\ x_1 + x_{n+1} + \dots + x_{(m-1)n+1} \geq k_1, \\ x_2 + x_{n+2} + \dots + x_{(m-1)n+2} \geq k_2, \\ \dots\dots\dots \\ x_n + x_{2n} + \dots + x_{mn} \geq k_m, \\ k_i \geq 0, i = \overline{1, m}, \\ x_1, x_2, \dots, x_{mn} \geq 0, \\ x_1, x_2, \dots, x_{mn} - \text{целые.} \end{cases}$$

$$\min z = O_1 + O_2 + \dots + O_m,$$

где  $l_j$  – длина  $j$ -й детали,  $x_j$  – число деталей определенного размера,  $h_i$  – длина  $i$ -го прутка,  $O_i$  – отходы  $i$ -го прутка,  $s$  – ширина распила,  $k_i$  – задание на число деталей определенного размера.

Для реализации поставленной задачи разработана программа в среде BorlandDelphi с использованием дополнительных надстроек, имеющиеся в табличном процессоре Excel. Пользователю предлагается ввести длину имеющихся прутков, длину требуемых деталей, их количество и ширину распила. После обработки данных выводится таблица результатов, в которой представлен план раскроя, то есть показывается количество деталей заданной длины, получаемых из каждого прутка и соответствующий остаток, а также суммарный отход материала. Программа позволяет варьировать количеством исходных разноразмерных прутков и числом не-

обходимых деталей различных размеров. При необходимости имеется возможность вводить дополнительные ограничения, например, на плановое задание производства деталей определенной длины. При консольном закреплении прутков в ограничения добавляется постоянная величина, соответствующая той их части, которая исключается из раскроя. Программа является универсальной и разработана для автоматизированного раскроя разноразмерного пруткового материала с учетом особенностей обработки и применяемого оборудования.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Мухачева, Э. А. Рациональный раскрой промышленных материалов. Применение АСУ / Э. А. Мухачева. – М. : Машиностроение, 1984. – 176 с.
2. Бабаев, Ф. В. Оптимальный раскрой материалов с помощью ЭВМ / Ф. В. Бабаев – М. : Машиностроение, 1982. – 168 с.

УДК 681.523.2

**В. В. Корзин\*, В. А. Горюнов\*\*, Ю. Г. Бурков\*\*\***

#### ИЗМЕРЕНИЕ РАСХОДА И ТЕМПЕРАТУРЫ СТРУЙНЫМ ИЗМЕРИТЕЛЕМ

**\*\*Волгоградский государственный технический университет**

**\*Волжский политехнический институт (филиал) ВолгГТУ**

E-mail: korzinv@mail.ru

**\*\*\*Волжский институт строительства и технологий**

Рассмотрен принцип действия струйного измерителя расхода и температуры. Экспериментальным методом установлен оптимальный режим его работы.

**Ключевые слова:** измерение расхода, измерение температуры, пожаробезопасный, взрывобезопасный.

It is shown principle of the action of the fluidic measurement of the expense and temperature. The experimental method is installed optimum mode of his work.

**Keywords:** measurement of the expense, measurement of the temperature, non-flammable, non-explosive.

Все большее количество предприятий-производителей приборов для учета расхода газов и жидкостей обращают свой взор на струйные измерители расхода, в которых чувствительным элементом является вытекающая из канала питания струйного элемента струя газа или жидкости, создающая пульсации давления с частотой, пропорциональной скорости потока рабочей среды. В подобных устройствах одновременно с измерением расхода возможно получать информацию и о температуре измеряемого потока. Достоинства данного способа измерения расхода и температуры очевидны: отсутствие подвижных частей, и, следовательно, простота конструкции и высокая надежность измерительного преобразователя; частотный измерительный сигнал; возможность измерения расходов криогенных и агрессивных сред; высокое быстродействие измерений; малая зависимость характеристик от свойств рабочей среды и от внешних факторов; возможность измерения расхода пульсирующих потоков без существенного снижения точности; пожаро- и взрывобезопасность преобразователя; неподверженность воздействию электромагнитных и радиационных полей.

Предлагаемый струйный измеритель расхода и температуры может быть использован для измерения расхода и температуры газовых потоков как в быту, так и в различных отраслях промышленности. В качестве экспериментального образца рассматривался дискретный струйный элемент без вентиляционных каналов [1], использующий в своей работе эффект притяжения струи к стенке, в котором внешняя обратная связь представляет собой соединение двух управляющих каналов. Канал питания элемента формирует струю измеряемой среды, угол отклонения которой относительно оси рабочей камеры зависит от разности давлений в управляющих каналах. При малейшем отклонении струи, например вправо, благодаря ее эжектирующему действию в области вблизи правой стенки рабочей камеры образуется область пониженного давления, а это приводит к еще большему отклонению струи к правой стенке, что вызывает уменьшение размеров пристеночной области, снижение в ней давления и, следовательно, повышение поперечного перепада давлений, действующего на струю и дальнейшее искривление струи (эффект Коанда [1]). Таким образом, в струйных элементах, имеющих закрытую рабочую камеру (без атмосферных каналов), действует внутренняя поло-

жительная обратная связь, вызванная эффектом Коанда: отклонение основной струи в какую-либо сторону относительно оси устройства вызывает лавинообразный процесс, заканчивающийся притяжением струи к ближайшей стенке рабочей камеры.

Соединение управляющих каналов элемента создает внешнюю отрицательную обратную связь: при отклонении струи вправо, благодаря ее эжектирующему действию, давление в правом управляющем канале становится меньше по сравнению с давлением в левом управляющем канале и это вызывает возникновение движения рабочей среды по каналу обратной связи в сторону правого управляющего канала. Отток рабочей среды из левой области рабочей камеры и приток ее к правой области вызывает отклонение основной струи влево. Это вызывает уменьшение разности давлений в управляющих каналах, но перемещение среды в канале обратной связи продолжается, благодаря инерционности среды. Измеряемая среда, продолжая двигаться по инерции, способствует дальнейшему отклонению струи питания влево, что вызывает уменьшение давления в левом управляющем канале, что, в свою очередь, вызывает снижение скорости движения среды в канале обратной связи, направленной, пока еще по-прежнему, в сторону правого управляющего канала, а это вызывает уменьшение угловой скорости струи питания. Наконец, струя смыкается к левой стенке струйного элемента, разность давлений в управляющих каналах становится максимальной, а скорость среды в канале обратной связи уменьшается до нулевого значения и затем эта среда изменяет направление своего движения. Под воздействием разности давлений в управляющих каналах движение среды в канале обратной связи начинается снова, но теперь уже в сторону левого управляющего канала. Далее процесс повторяется.

Поток газа или жидкости, протекающий через данный элемент, создает пульсации выходного давления в зависимости от расхода, протекающего через элемент. Для измерения температуры на вход данного элемента подается выходной сигнал от струйного преобразователя, работающего на принципе турбулизации свободной струи в зависимости от измеряемой температуры [2]. Мерой температуры является величина давления в выходном канале термопреобразователя, использующего эффект турбулизации затопленной ламинарной струи, связанный с внутренними характеристиками ла-

минарного потока, который характеризуется комплексным вязкостно-динамическим параметром – числом Рейнольдса [3]. Для предотвращения перегрева струйного преобразователя применяется импульсная подача измеряемой среды [4], при этом непрерывный режим измерения температуры преобразуется в импульсный, что позволяет к началу следующего измерения стабилизировать температурный режим чувствительного элемента преобразователя на некотором заданном уровне.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Залманзон, Л. А. Теория элементов пневмоники / Л. А. Залманзон. – М.: Наука, 1989. – 508 с.
2. Корзин, В. В. Теоретический анализ рабочего процесса струйного импульсного преобразователя температуры / В. В. Корзин // Известия ВолгГТУ: межвуз. сб. науч. ст. №4(30) / ВолгГТУ, – Волгоград, 2007. – С. 46–47. (Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 3).
3. Чаплыгин, Э. И. Повышение стабильности работы струйных термопневмопреобразователей / Э. И. Чаплыгин, Е. А. Дьячков, В. А. Горюнов, В. В. Корзин // Датчики и системы. – 2003. – № 10. – С. 31–33.
4. Корзин, В. В. Экспериментальные исследования струйного импульсного преобразователя температуры / В. В. Корзин // Известия ВолгГТУ: межвуз. сб. науч. ст. №4(30) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2007. – С. 47–49. (Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении. Вып. 3).

УДК 621.313

Р. Н. Кулагин

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ ТИХОХОДНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ  
С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ

Волгоградский государственный технический университет

E – mail: app@vstu.ru

Рассмотрены варианты конструктивных схем электрогенераторов с постоянными магнитами, их параметры и особенности применения.

*Ключевые слова:* магнит; полюса ротора и статора; момент страгивания.

Variants for constructive schemes of electric generators with permanent magnets, their parameters and features of the application are considered.

*Keywords:* magnet, the poles of the rotor and stator, moment breakloose.

Интенсивное развитие ветроэнергетики, происходящее в последние десятилетия, вызвало интерес к тихоходным электрическим генераторам. Применение таких генераторов позволяет исключить повышающий редуктор (мультипликатор) в кинематической цепи ветроэлектрического агрегата (ВЭА) и устанавливать ветроколесо непосредственно на валу генератора. Тем самым уменьшаются габариты ВЭА и повышается надежность его работы. Кроме того использование постоянных магнитов вместо электромагнитного возбуждения существенно повышает КПД генератора, который может достигать 95–96 %.

Электрогенератор с ротором на постоянных магнитах конструктивно может строиться по двум основным схемам: аксиального (дискового) типа с торцевым расположением магнитов и коаксиального (цилиндрического) типа с радиальным расположением магнитов и катушек статора. При этом катушки статора могут располагаться с одной стороны от магнитов ротора или по обе стороны от магнитов. В последнем варианте увеличиваются габариты генератора, но повышается его мощность и КПД.

Количество магнитов, устанавливаемых на роторе и образующих пары полюсов  $p$ , определяет частоту выходного напряжения  $f$  в соответствии с классическим выражением  $f = np/60$ , где  $n$  – частота вращения ротора ( $\text{мин}^{-1}$ ) [1].

Применительно к ветроэлектростанциям различной мощности (от 3 до 300 кВт), у которых рабочие частоты вращения ветроколеса находятся в диапазоне  $n = 40\text{--}200 \text{ мин}^{-1}$ , количество пар полюсов ротора для обеспечения номинальной частоты выходного напряжения генератора  $f = 50 \text{ Гц}$  может быть в пределах  $p = 15\text{--}75$ . Большое количество пар полюсов в тихоходных генераторах является их характерной особенностью. Вместе с тем, это способствует повышению выходной мощности генератора, которая пропорциональна количеству пар полюсов и квадрату диаметра магнитного ротора. Поэтому рассматриваемые генераторы отличаются сравнительно большим габаритным диаметром, но малой длиной.

Мощность генератора зависит также от индукции в зазоре между ротором и катушками статора, причем в квадратичной степени. Это определяет выбор материала магнитов по оста-

точной индукции  $B_r$ . В настоящее время разработаны новые материалы, например, на основе самарий – кобальта ( $B_r = 0,6–1,0$  Тл) и неодима ( $B_r = 0,8–1,4$  Тл), имеющие значительно лучшие характеристики по сравнению с широко применяемым материалом на основе феррит – бария ( $B_r = 0,2–0,4$  Тл) [2].

Кроме остаточной индукции  $B_r$  постоянные магниты характеризуются коэрцитивной силой  $H_c$ , удельной энергоемкостью  $BH$  и рабочим диапазоном температур  $\Delta T$ . При выборе этих параметров должна решаться задача оптимизации, учитывающая противоречивые требования по стоимости, техническим и эксплуатационным характеристикам магнитов.

Важным параметром, определяющим конструктивные особенности генератора, является момент страгивания. Если количество магнитных полюсов ротора равно числу катушек статора с полюсными наконечниками, то создается значительный статический момент сопротивления на валу генератора за счет сил взаимного притяжения полюсов ротора и статора. Кроме того, при вращении ротора возникает пульсирующий момент сопротивления, ухудшающий условия работы генератора. Для уменьшения момента страгивания можно увеличивать или уменьшать число магнитных полюсов ротора относительно количества катушек статора. При этом необходимо учитывать, что для трехфазного генератора количество катушек статора должно быть кратно трем.

Существуют также способы эффективного уменьшения момента страгивания генератора за счет углового сдвига групп катушек статора и специальной схемы их включения [3].

В настоящее время ряд зарубежных фирм (Германия, США) производят так называемые «встраиваемые» тихоходные электрогенераторы, в состав которых входят только кольцо статора с катушками и кольцо ротора с постоянными магнитами. Торцевые фланцы с подшипниками и вал генератора являются элементами конструкции ВЭА или другого приводного узла и изготавливаются производителем этого оборудования. Такой подход уменьшает стоимость генератора и его доставки потребителю.

Необходимо отметить, что процесс сборки генераторов с постоянными магнитами связан с большими силами притяжения элементов ротора и статора, которые могут достигать сотен килограмм. В связи с этим должны предусматриваться конструктивные элементы и технологические приемы для центрирования ротора и статора, а также дополнительные меры безопасности персонала при проведении сборочных работ.

Проведенный анализ позволяет рационально выбрать тип выпускаемых промышленностью генераторов, а также определить конструктивные параметры при разработке и изготовлении нестандартных тихоходных генераторов с постоянными магнитами.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Балагуров, В. А. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев. – М. : Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
2. Постоянные магниты: справочник / А. Б. Альтман, А. Н. Гербергер, П. А. Гладышев [и др.]; под ред. Ю. М. Пятина. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Энергия, 1980. – 488 с.
3. Пат. РФ № 2303849, МПК H02K 21/18. Бесколлекторный синхронный генератор с постоянными магнитами / Шкондин В. В., опубл. 27.07.07, Бюл. № 28.

УДК 621.783.2:519.8

*М. П. Кухтик, Ю. П. Сердобинцев*

#### МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА НАГРЕВА СЛЯБОВ В МЕТОДИЧЕСКОЙ ПЕЧИ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: app@vstu.ru

Определены требования к математической модели процесса нагрева слэбов в методической печи, а также допущения, входные и выходные данные этой модели. Предложено схематичное представление печи для тепловых расчетов и структурная схема математической модели.

*Ключевые слова:* методическая печь, слэб, критерий оптимизации, метод конечных элементов.

The requirements to a mathematical model of process of slabs heating in a reheating furnace and also the assumptions, the input and output data of this model are determined. The schematic representation of a furnace for heat calculations and the block scheme of a mathematical model are proposed.

*Keywords:* reheating furnace, slab, optimization criterion, finite element method.



Нагрев металла в нагревательных печах перед прокаткой является неотъемлемой и важнейшей стадией технологического процесса производства проката, определяющей качество и себестоимость продукции. Условия нагрева заготовок остаются постоянными лишь в течение коротких отрезков времени. Большую часть времени функционирования печей действуют факторы, оказывающие возмущающее воздействие на процесс нагрева.

К ним относятся [1]:

- различные геометрические размеры заготовок, температуры посадки заготовок, марки стали, профили проката;
- изменение производительности печи (темпа выдачи заготовок, скорости продвижения металла);
- колебания давления топлива и воздуха в заводских магистралях;
- изменение качества топлива;
- подсос холодного воздуха;
- аварийные ситуации.

В постоянно меняющихся условиях нагрева получение требуемого качества нагрева заготовок возможно лишь при автоматическом управлении работой нагревательной печи [2].

Существовавшие ранее системы управления нагревательными печами обеспечивали лишь стабилизацию отдельных параметров теплового режима работы печей, таких как температура в зонах нагрева, соотношение расходов топлива и воздуха и давление в рабочем пространстве печи. С увеличением производительности прокатного оборудования и повышением требований к качеству металлопродукции выявилась необходимость перехода от локальных контуров автоматического регулирования отдельных параметров к многосвязным системам автоматического управления, построенным на базе ЭВМ [1]. Критерием оптимизации в таких системах обычно выступает удельный расход топлива на печь или удельные приведенные затраты на нагрев. Важной составной частью общей задачи построения автоматизированной системы управления нагревом металла является математическое моделирование процесса нагрева.

При разработке модели кроме требований по высокой скорости и адекватности расчетов, необходимо учитывать общие требования, предъявляемые к нагреву металла в пламенных печах прокатного производства. Эти требования можно подразделить на три группы:

1. Качество нагрева металла:
  - конечная температура нагрева заготовок;

- допустимый перепад температуры по поперечному сечению заготовки на выдаче.

2. Экономичность нагрева:

- минимизация расхода топлива;
- минимизация потерь на окисление поверхности заготовок.

3. Технологические ограничения:

- ограничения на температуру поверхности металла и кладки;
- ограничения на расходы топлива и воздуха в зоны нагрева, связанные с технологическими характеристиками топливосжигающих устройств;
- ограничения на температуру продуктов сгорания, покидающих печь.

Кроме указанных требований, модель печи должна иметь комплекс настраиваемых параметров, обуславливающих индивидуальность тепловой работы конкретной печи и технологических функций, которые она выполняет, а именно:

- 1) теплофизические свойства нагреваемого металла и его геометрические размеры;
- 2) теплофизические свойства топлива, воздуха и продуктов сгорания;
- 3) начальные температуры топлива и воздуха;
- 4) теплота сгорания применяемого топлива;
- 5) геометрические параметры печи;
- 6) теплопроводность кладки печи;
- 7) производительность печи (скорость продвижения металла или время нагрева);
- 8) способ сжигания топлива и функция выгорания его по длине факела;
- 9) коэффициент расхода воздуха;
- 10) газодинамические параметры печи;
- 11) степени черноты внутренних поверхностей печи.

Анализ научных публикаций показал, что исчерпывающее описание процесса нагрева металла может быть получено при использовании трехмерного дифференциального уравнения теплопроводности [3]:

$$c(t)\rho(t)\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda(t)\frac{\partial t}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda(t)\frac{\partial t}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda(t)\frac{\partial t}{\partial z}\right),$$

которое дополнено краевыми условиями:

1. Граничными: поскольку в печи может быть реализован несимметричный нагрев, граничные условия третьего рода заданы индивидуально для нижней (н) и верхней (в) поверхностей сляба, нагрев ведется конвекцией и излучением:

$$\left( \lambda(t) \cdot \frac{\partial t}{\partial n} \right)_{\text{н.пов}} = \alpha_{\Sigma}^{\text{н}} \cdot (t_{\text{г}}^{\text{н}} - t_{\text{п}}^{\text{н}}),$$

$$\left( \lambda(t) \cdot \frac{\partial t}{\partial n} \right)_{\text{в.пов}} = \alpha_{\Sigma}^{\text{в}} \cdot (t_{\text{г}}^{\text{в}} - t_{\text{п}}^{\text{в}}),$$

где  $\alpha_{\Sigma}$  – суммарный коэффициент теплоотдачи конвекцией и излучением для нижней и верхней поверхностей соответственно:

$$\alpha_{\Sigma}^{\text{н}} = \alpha_{\text{к}}^{\text{н}} + \frac{C_0 \cdot \varepsilon_{\text{пр}}^{\text{н}} \cdot (\Theta_{\text{г}}^{\text{н}} - \Theta_{\text{п}}^{\text{н}})}{t_{\text{г}}^{\text{н}} - t_{\text{п}}^{\text{н}}},$$

$$\left( \lambda(t) \cdot \frac{\partial t}{\partial n} \right)_{\text{в.пов}} = \alpha_{\Sigma}^{\text{в}} \cdot (t_{\text{г}}^{\text{в}} - t_{\text{п}}^{\text{в}}),$$

где  $t_{\text{г}}$  – температура греющей среды, °C;  $t_{\text{п}}$  – температура поверхности сляба, °C;  $\alpha_{\text{к}}$  – коэффициент теплоотдачи конвекцией, Вт/(м<sup>2</sup>·K);  $C_0$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела, равный 5,67 Вт/(м<sup>2</sup>·K<sup>4</sup>);  $\varepsilon_{\text{пр}}$  – приведенная степень черноты;  $\Theta_{\text{г}} = \left( \frac{T_{\text{г}}}{100} \right)^4$ ,  $\Theta_{\text{п}} = \left( \frac{T_{\text{п}}}{100} \right)^4$ ,  $T_{\text{г}}$  – температура греющей среды, K;  $T_{\text{п}}$  – температура поверхности сляба, K.

2. Теплофизическими: коэффициенты теплоемкости стали ( $c$ , кДж/(кг·K)), теплопроводности ( $\lambda$ , Вт/(м·K)), плотность ( $\rho$ , кг/м<sup>3</sup>), заданы функциями от температуры.

3. Начальными: нагрев слябов проводят с холодного состояния, начальное распределение температуры по сечению заготовки задано равномерным  $t_0(x) = \text{const} = 20$  °C, возможно задание любого начального распределения температур по сечению ( $\Delta t_0 \neq 0$ ,  $t_{\text{п}} > t_{\text{ц}}$ ;  $\Delta t_0 \neq 0$ ,  $t_{\text{п}} < t_{\text{ц}}$ ), температурное поле может быть описано полиномом  $n$ -го порядка.

4. Геометрическими: поскольку в методических печах с глиссажными трубами возможна реализация несимметричного нагрева, характерный размер ( $S$ , м) равен толщине сляба ( $\delta$ , м), в случае реализации симметричного нагрева в качестве характерного размера принята половина толщины сляба ( $S = 0,5 \cdot \delta$ ).

Для решения уравнения теплопроводности выбран метод конечных элементов. Основные допущения, принятые при составлении математической модели процесса нагрева слябов в методической печи:

1. Температура окружающей среды постоянна.
2. Поверхности нагреваемых заготовок аппроксимируются плоскостями.
3. Неоднородность теплового процесса и непостоянность теплофизических характерис-

тик учитываются путем переопределения значений коэффициента теплопроводности, коэффициента теплоотдачи, тепловой мощности и температуры для отдельных конечных элементов и узлов сетки.

4. Толщины слоя окалины и обезуглероженного слоя металла рассчитываются по эмпирическим формулам или задаются предварительными оценками в каждой выделенной зоне сетки конечных элементов.

На рис. 1 выделены области для тепловых расчетов методической печи с нагреваемыми слябами.



Рис. 1. Схематичное представление методической печи с нагреваемыми слябами для тепловых расчетов

В отличие от представленных в научной литературе моделей нагрева металла в методических печах, в настоящей работе впервые предложено выделить в качестве отдельных зон слой окалины и обезуглероженный слой металла. Слой окалины состоит из комбинаций вюстита FeO, магнетита Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> и гематита Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, а обезуглероженный слой представляет собой различные сочетания перлита и феррита. Теплофизические характеристики этих слоев отличаются от характеристик металла, например, при температуре 1000 °C коэффициент теплопроводности стали равен 23,69 Вт/(м·K), а вюстита – 3,2 Вт/(м·K) [4].

На рис. 2 представлена структурная схема математической модели процесса нагрева слябов в методической печи.

Входные данные модели можно условно разделить на 5 групп: данные о рабочем пространстве печи; данные о слябах; данные о слое окалины и обезуглероженном слое; данные о сеточном разбиении исходной области; данные для расчета теплообмена между конечными элементами.



Рис. 2. Структурная схема математической модели процесса нагрева слябов в методической печи

Выходными данными модели является распределение температуры в продольном и поперечном сечениях печи, а также распределение температуры в продольном и поперечном сечениях отдельного сляба. Используя, например, программу Windows Movie Maker, ряд распределений температуры в отдельном слябе можно объединить в анимационный клип, показывающий зависимость температуры в слябе от времени или пространственной координаты.

Высокая скорость выполнения расчетов позволит встроить рассматриваемую математическую модель в автоматизированную систему управления процессом нагрева слябов в методической печи. Результаты расчетов модели могут быть использованы для проверки и уточ-

нения режимных карт нагрева методических печей.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Автоматизация методических печей / Л. И. Буглак [и др.]. – М. : Металлургия, 1981. – 196 с.
2. Сердобинцев, Ю. П. Перспективные направления повышения качества функционирования технологического оборудования : монография / Ю. П. Сердобинцев, О. В. Бурлаченко, А. Г. Схиртладзе. – Старый Оскол : ООО «Тонкие наукоемкие технологии», 2010. – 412 с.
3. Алехин, А. Г. Оптимальное управление многозонной нагревательной печью / А. Г. Алехин, М. П. Кухтик // Известия ВолГГТУ. Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении : межвуз. сб. науч. ст. / ВолГГТУ. – Волгоград, 2008. – Вып. 4, № 9 (47). – С. 54–56.
4. Investigation of the slab heating characteristics in a reheating furnace with the formation and growth of scale on the slab surface / J. H. Jang [et al.] // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2010. – Vol. 53. – P. 4326–4332.

УДК 621.865.8

*А. М. Макаров*

#### РАСЧЕТ РЫЧАЖНЫХ УСТРОЙСТВ НА УСИЛИЯ ЗАХВАТА НЕЖЕСТКОЙ ТАРЫ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: app@vstu.ru

Разработана математическая модель удержания нежесткой тары (мешков из различных материалов) при ее наполнении сыпучим материалом. Рассчитаны усилия, необходимые для удержания мешков.

*Ключевые слова:* усилия для удержания, сыпучий материал, нежесткая тара, мешок, захватное устройство.

The mathematical model of retention of nonrigid packing (bags made of various materials) during the filling of bulk materials is developed. Needful force for retention of bags is calculated.

*Keywords:* force for retention, bulk materials, nonrigid packing, bag, gripping device.

При расфасовке сыпучих материалов в нежесткую тару для автоматического захвата, раскрытия и удержания мешков могут использоваться рычажно-шарнирные захватные устройства (РШЗУ) с захватами в виде пальцев и приводом их перемещения в виде одного или нескольких пневмоцилиндров [1, 2]. РШЗУ позволяет брать из стопы мешков верхний, захва-

тывать его за горловину с внутренней стороны, раскрывать и подавать под патрубком загрузочного устройства для наполнения сыпучим материалом. Основание раскрытого мешка располагается на ленте транспортера, а горловина удерживается под загрузочным патрубком за счет распирающих усилий  $T$ , действующих со стороны пальцев РШЗУ. Эти усилия  $T$  не дол-

жны превышать максимально допустимой (разрывной) нагрузки ткани мешка  $T_{\max}$  (определяется из справочных данных или ГОСТов на мешки и мешочные ткани для мешков из различных типов ткани). В то же время, они должны быть достаточными для удержания мешка при наполнении, то есть превышать  $T_{\min}$  – минимально необходимое усилие для удержания мешка.

Чтобы определить эти усилия, необходимо знать давление со стороны сыпучего материала при его расфасовке на стенки мешка. Для его нахождения воспользуемся методами прикладной механики [3]. Выделим элемент мешка, удерживаемого с помощью пальцев РШЗУ, при этом сечение мешка плоскостью, параллельной плоскости чертежа и проходящей через центральное продольное сечение загрузочного патрубка, будет иметь вид кривой 1–2, показанной на рисунке. Представим этот элемент мешка в виде гибкой нити постоянного сечения, вес которой распределен равномерно по ее длине. На нить действует распределенная нагрузка  $q$  (Н/м) в виде сыпучего материала, падающего из загрузочного патрубка в мешок. Начало координат  $O$  выберем в нижней точке провисания, в месте контакта мешка с лентой транспортера. Положение точки  $O$  зависит от величины распределенной нагрузки  $q$ , соотношения между длиной нити по кривой и длиной пролета [3], а также от относительного положения опорных точек 1 и 2.

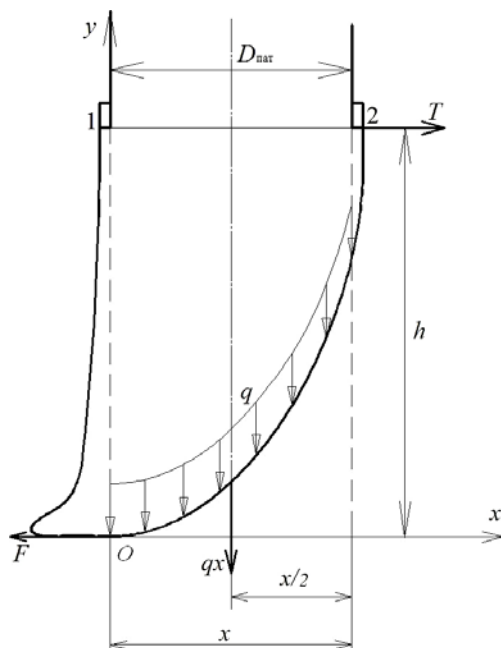


Схема к расчету усилий, необходимых для удержания мешка при расфасовке сыпучего материала

В точке  $O$  касательная к кривой провисания нити горизонтальна. По этой касательной направим вправо ось  $x$ . Вырежем часть длины нити двумя сечениями: в начале и на расстоянии  $x$  от начала координат (показаны пунктирными линиями на рис.).

Равномерно распределенная нагрузка интенсивностью  $q$ , Н/м, направлена вертикально вниз. При этом ее величина:

$$q = 9,81 S_{\text{пат}} \rho, \quad (1)$$

где  $S_{\text{пат}}$  — площадь сечения патрубка,  $\text{м}^2$ ;  $\rho$  — насыпная плотность материала,  $\text{кг/м}^3$ .

В открытом положении горловина мешка, удерживаемого пальцами РШЗУ [1, 2] имеет вид правильного выпуклого шестиугольника с длиной стороны  $R$ . Сечение патрубка, свободно помещаемого внутрь горловины мешка, имеет вид окружности радиуса  $r_{\text{пат}}$ , вписанной в этот шестиугольник. Длина горловины мешка  $l_{\text{меш}} = 6R = 2B$ , где  $B$  — ширина мешка, м. Диаметр патрубка  $D_{\text{пат}} = 2r_{\text{пат}} = 2 \frac{\sqrt{3}}{2} R = \frac{B}{\sqrt{3}}$ . Площадь сечения патрубка:

$$S_{\text{пат}} = \frac{\pi D_{\text{пат}}^2}{4} = \frac{\pi B^2}{12}. \quad (2)$$

Подставляя формулу (2) в выражение (1), имеем:

$$q = 2,57 \rho B^2.$$

Воздействие расфасовываемого материала (горизонтальная сила  $F$ , измеряется в ньютонах) направлено, ввиду того, что нить работает на растяжение, влево. Сила  $T$ , с которой элемент захвата действует на горловину мешка для его удержания, также горизонтальна и направлена вправо.

Составим уравнение равновесия нити. Для этого сумму моментов всех сил относительно точки приложения силы  $T$  (точка 2 на рисунке) приравняем нулю. При этом учтем, что равнодействующая распределенной нагрузки интенсивностью  $q$  на отрезке  $x$  будет  $qx$ , и она приложена к середине отрезка  $x$ . Тогда:

$$Fy - qx \frac{x}{2} = 0. \quad (3)$$

Отсюда следует, что кривая провисания нити является параболой. Из формулы (3) найдем величину силы  $F$ :

$$F = \frac{qx^2}{2y}. \quad (4)$$

Сила  $F$  (горизонтальное натяжение нити) будет максимальной в точке 2. Ее величина оп-

ределит минимальное необходимое усилие  $T_{\min}$  (измеряется в ньютонах) для удержания мешка в процессе его наполнения сыпучим материалом. При этом  $x=D_{\text{пат}}$ , а высота подвеса (расстояние от загрузочного патрубка до ленты транспортера)  $y=h=L-B/2$ , где  $L$  – длина мешка, м.

Подставляя в (4) установленные выше параметры, получим:

$$T_{\min} = \frac{0,86\rho B^4}{2L-B}. \quad (5)$$

В качестве примера вычислим усилия, необходимые для удержания мешка из полипропилена в процессе наполнения сыпучим материалом, например сахаром. Согласно ГОСТ [4] разрывная нагрузка полосы ткани размером 50x200 мм по основе и по утку для продуктового обыкновенного мешка составляет не менее 588 Н, а донного шва мешка – не менее 294 Н. Значит для полипропиленовых мешков разрывная нагрузка  $T_{\max} = 294$  Н.

Выберем из [4] стандартный мешок с линейными размерами: длина мешка  $L = 1,04(\pm 0,01)$  м, ширина мешка  $B = 0,56(\pm 0,01)$  м.

Насыпная плотность сахара  $\rho$  зависит от его влажности и дисперсионного состава, и определяется ГОСТом. Из [5]:

$\rho = 800 - 900 \text{ кг/м}^3$  – для влажного сахара,

$\rho = 750 - 900 \text{ кг/м}^3$  – для сухого сахара,

$\rho = 800 \text{ кг/м}^3$  – для сахара комками,

$\rho = 480 - 800 \text{ кг/м}^3$  – для сахарной пудры.

Для расчета примем максимально возможную насыпную плотность сахара  $\rho = 900 \text{ кг/м}^3$ .

Подставляя все выбранные величины в формулу (5), находим минимальные необходимые усилия для удержания мешка:

$$T_{\min} = \frac{0,86 \cdot 900 \cdot 0,56^4}{2 \cdot 1,04 - 0,56} = 50 \text{ Н}.$$

Тогда усилия, необходимые для удержания выбранного мешка из полипропилена при наполнении его сахаром следует выбирать в пределах от 50 до 294 Н. Такие усилия в конструкциях РШЗУ должны создаваться пружинами сжатия [1] или с помощью давления воздуха в бесштоковых полостях миницилиндров [2]. Информация о величине этих усилий необходима для подбора пружин или расчета пневмоцилиндров привода.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Рабинович, Л. А. Устройство для захвата и автоматического раскрытия мешков из ткани / Л. А. Рабинович, А. М. Макаров // Известия Волгоградского государственного технического университета: межвуз. сб. науч. ст. № 8 (56). Сер. Прогрессивные технологии в машиностроении / ВолгГТУ. – Волгоград, 2009. – С. 102–105.
2. Рабинович, Л. А. Автоматизация подачи мешков из ткани на рабочие позиции фасовочного оборудования / Л. А. Рабинович, Е. С. Брискин, А. М. Макаров // Сборка в машиностроении, приборостроении. – М.: Машиностроение, 2009. – № 11. – С. 35–39.
3. Шапин, В. И. Курс лекций по учебной дисциплине «Прикладная механика» / В. И. Шапин // Ивановский государственный энергетический университет имени В. И. Ленина, лекция 15.
4. ГОСТ Р 52564–2006. Мешки тканые полипропиленовые. Общие технические условия. – М.: Стандартинформ, 2006.
5. ГОСТ 21–94. Сахар-песок. Технические условия / В. О. Штагеев [и др.]. – Киев: Межгос. ком. по стандартизации, метрологии и сертификации, 1994.

УДК 620.172.251.22

*М. М. Матлин, А. И. Мозгунова, А. И. Фролова*

#### ОПЕРАТИВНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ МЕТАЛЛА ПРИ РАСЧЕТЕ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА МЕТАЛЛОИЗДЕЛИЙ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: detmash@vstu.ru

Рассмотрено изменение пластических свойств металлоизделий в процессе их эксплуатации. Предложена методика расчета пластических свойств металла, определяемых соотношением предела текучести к временному сопротивлению.

*Ключевые слова:* остаточный ресурс, предел текучести, предел прочности, пластическая деформация.

The changes of plastic properties of the metalwares during their exploitation are considered. It is proposed a method of calculation of the plastic properties of the metal which are determined by the relation of the yield strength to ultimate strength.

*Keywords:* residual life, yield strength, ultimate strength, plastic deformation.

В последние годы проблема эксплуатации объектов техники становится все более актуальной в нашей стране. Так, например, основ-

ные фонды трубопроводного транспорта, как и вся техносфера, изнашиваются, магистрали стареют. Газопроводы со сроком службы более

20 лет составляют 43,8 % от их общей протяженности, 20,2 % уже исчерпали нормативный срок службы. Еще больший срок эксплуатации имеют магистральные нефтепроводы: 73 % протяженности – более 20 лет и 40,6 % работают свыше нормативного срока в 33 года [1]. Поэтому возникает необходимость оценки остаточного ресурса трубопроводов для обоснования безопасности их эксплуатации.

При длительной эксплуатации магистральных трубопроводов происходит снижение пластических и вязких свойств металла. Снижение пластических свойств металла труб происходит за счет деформационного старения и может вызывать несоответствие механических свойств нормативным показателям, а в некоторых случаях является причиной хрупкого разрушения трубопроводов.

В процессе эксплуатации трубопроводов за счет деформационного старения изменяются пластические и вязкие свойства металла, а прочностные показатели практически остаются неизменными. Пластические и вязкие свойства металла определяются отношением предела текучести к временному сопротивлению ( $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ ), относительным удлинением ( $\delta$ ), ударной вязкостью и процентом волокна в изломе образца.

Одним из способов оценки остаточного ресурса металла трубопровода является метод, предложенный в работе [2]. Согласно этому способу, отношение предела текучести к временному сопротивлению определяется зависимостью

$$\sigma_{0,2}/\sigma_B = -0,0148\varepsilon^2 + 0,151\varepsilon + 0,595, \quad (1)$$

где  $\varepsilon$  – величина пластической деформации.

Однако недостатком данного способа является то, что образцы для исследования изготавливаются из пластин металла труб аварийного запаса или металла, подвергнутого предвари-

тельной термообработке, который затем подвергается искусственному деформационному старению с различной пластической деформацией. Многочисленные обработки образцов замедляют процесс оценки остаточного ресурса трубопровода, а так же использованные для изготовления образцов трубы уже не подходят для дальнейшей эксплуатации.

В то же время возможно определение предела текучести и временного сопротивления непосредственно на исследуемой детали без ее частичного или полного разрушения.

Одним из таких способов является определение условного предела текучести по следующей зависимости [3]:

$$\sigma_{0,2} = \frac{0,955(1-2\mu_2)P}{d_0^2 \left[ 78 \frac{d_0}{D} (1-2\mu_2) \right]^{245/НД}}, \quad (2)$$

где  $P$  – нагрузка на шарик при его внедрении в поверхность образца, НД – пластическая твердость материала,  $d_0$  – диаметр отпечатка шарика на поверхности образца,  $D$  – диаметр шарика, которым наносят отпечатки на поверхность образца,  $\mu_2$  – коэффициент Пуассона материала образца.

Предел прочности  $\sigma_B$  материала образца можно определить по зависимости [4]

$$\sigma_B = \frac{0,955(1-2\mu_2)P}{d_0^2 \left[ 1,73 \cdot 10^{-3} \frac{d_0}{D} (1-2\mu_2) НД \right]^{245/НД}}. \quad (3)$$

Эти зависимости базируются на закономерностях упругопластического внедрения индентора в испытываемую поверхность и относятся к неразрушающим методам. Такая методика определения соотношения  $\sigma_{0,2}/\sigma_B$  позволяет сократить время оценки остаточного ресурса трубопровода и не приводит к непригодности исследуемой трубы для дальнейшей эксплуатации.

Определение соотношения  $\sigma_{0,2}/\sigma_B$  различными методами

№ образца	Материал	НД, МПа	Испытания на растяжение [5]			Внедрение индентора			По формуле (1)
			$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$
1	Сталь 10	1400	313	490	0,64	257	472	0,54	0,62
2	Сталь 10	1460	295	510	0,57	279	497	0,56	0,62
3	Сталь 40ХН	1400	260	460	0,57	269	493	0,54	0,62
4	Сталь 40ХН	2100	441	695	0,63	469	671	0,70	0,61

Такая же зависимость была использована для определения относительной степени деформации образцов, подвергнутых упрочнению методами пластического деформирования [6].

Из таблицы видно, что отношение  $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ , рассчитанное по предложенной методике, близко к значениям, полученным при испытаниях на растяжение, и данным работы [2]. Таким об-

разом, полученные результаты можно рекомендовать для оперативного неразрушающего контроля пластических свойств металлоизделий.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Иванцев, В. К.* Создание конкурентной среды в нефтегазостроительном комплексе [Электронный ресурс] / В. К. Иванцев. – 2004. – Режим доступа : <http://www.oilgasindustry.ru/id=3792>.

2. Пат. 2221231 Российская Федерация, МКИ G01 N 3/00 Способ определения остаточного ресурса металла магистрального трубопровода / Б. В. Будзуляк, В. В. Кудрявцев ; заявитель и патентообладатель Будзуляк Б. В. – № 2002105603/28 ; заявл. 05.03.2002 ; опубл. 10.01.04.

3. Пат. 2086947 Российская Федерация, МКИ G01 N 3/40 Способ определения предела текучести материалов / Ю. И. Славский, М. М. Матлин ; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «Волгоградский государственный

технический университет». – № 93018860/28 ; заявл. 12.04.93 ; опубл. 10.08.97, Бюл. № 22.

4. Пат. 2011182 Российская Федерация, МКИ G01 N 3/40 Способ определения предела прочности материала / Ю. И. Славский, М. М. Матлин ; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет». – № 4952730/28 ; заявл. 28.05.91 ; опубл. 15.04.94.

5. ГОСТ 1497–84 Металлы. Метод испытания на растяжение. – Взамен 1497–73. – Введ. 01.01.85. – М. : Издательство стандартов, 1985. – 40 с. – (Межгосударственный стандарт).

6. Пат. 2386116 Российская Федерация, МПК G01 N 3/28 Способ определения относительной степени упруго-пластической деформации материала / М. М. Матлин, С. Л. Лебский ; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет». – № 2009108630/02 ; заявл. 10.03.09 ; опубл. 10.04.10, Бюл. № 10.

УДК 621.9

*А. Л. Плотников, Э. И. Мустафаев, А. А. Шмаров*

### ПРОБЛЕМЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ РАСЧЕТНОЙ ТОЧНОСТИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ В САПР ТП И МЕТОДЫ ИХ РЕШЕНИЯ

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: [app@vstu.ru](mailto:app@vstu.ru)

В статье рассмотрена проблема обеспечения точности токарной обработки на стадии проектирования технологического процесса с использованием САПР ТП.

*Ключевые слова:* точность обработки, сила резания, стрела прогиба детали, оценка погрешности, технологические свойства контактной пары.

In article the problem of maintenance of accuracy of turning processing on conceptual phase of technological process with use SAPR TP is considered.

*Keywords:* accuracy of processing, force of cutting, an arrow of a deflection of a detail, an assessment of an error, technological properties of contact pair.

При разработке технологических процессов лезвийной обработки материалов для автоматизированного станочного оборудования все чаще используются системы автоматизированного проектирования, так называемые САМ-системы (Computer Aided Manufacturing). В качестве типичных представителей таких систем САПР ТП можно назвать ADEM (Omega Adem Technologies Ltd), T-FLEX/ТехноПро (Топ Системы), КОМПАС/Вертикаль (АСКОН) и др. Каждая из них содержит в своей структуре модули автоматизированного расчета режимов резания и модули подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ. Как правило, расчет элементов процесса резания происходит на автоматизированном рабочем месте технолога с использованием баз данных, взятых из справочно-нормативной литературы. Математические модели расчета параметров процесса резания ориентированы на осреднен-

ные данные физико-механических свойств инструментальных и обрабатываемых материалов. Они не в полной мере учитывают допускаемый по ГОСТ разброс свойств внутри марочного состава сталей и инструмента и особенности контактных явлений при обработке сталей на высоких скоростях резания, что приводит к несовпадению расчетных значений с реальными показателями.

О проблемах автоматизированного расчета режимов резания по существующим методикам указано в работе В. Н. Подураева [1], где отмечается, что «в широко известных эмпирических зависимостях по определению элементов процесса резания значения показателей степеней и коэффициентов достаточно точны для тех условий обработки, в которых они были определены... В первую очередь эти недостатки проявляются при рационализации процессов резания на станках с программным управлением, ...

при использовании ЭВМ для оптимизации процесса обработки...»

Это в полной мере касается и методики расчета точности токарной обработки при проектировании технологического процесса чистовой и получистовой обработки стальных заготовок типа «вал» различными марками твердосплавных инструментов, когда обработка ведется на скоростях выше зоны наростообразования.

При расчете точности токарной обработки устанавливается взаимосвязь расчетной скорости резания и подачи с точностью обработки, обусловленной жесткостью системы «станок – приспособление – инструмент – деталь».

Все способы закрепления и базирования деталей типа «вал» при точении сводятся к основным четырем схемам с нагружением сосредоточенной силой  $P_y$  (радиальной составляющей силы резания):

схема 1 – закрепление детали в патроне или на оправке консольно;

схема 2 – закрепление детали в патроне или на оправке с поджатием свободного конца центром задней бабки или с опорой свободного конца на люнет;

схема 3 – закрепление детали в центрах без люнета;

схема 4 – закрепление детали в центрах с люнетом в середине пролета.

Прогиб под силой  $P_y$  для каждого из приведенных выше случаев определяется по следующим формулам [2]:

схема 1:

$$y_c = \frac{P_y (L_{\text{заг}} - x_p)^3}{3 \cdot 10^3 EJ};$$

схема 2:

$$y_c = \frac{P_y}{12EJ} \left( \frac{x_p^2 (L_{\text{заг}} - x_p)^3 (3L_{\text{заг}} - x_p)}{L_{\text{заг}}^3} \right);$$

схема 3:

$$y_c = \frac{P_y x_p^2 (L_{\text{заг}} - x_p)^2}{3EJL_{\text{заг}}};$$

схема 4:

$$y_c = \frac{P_y x_p^2 (0,5L_{\text{заг}} - x_p)^2}{1,5EJL_{\text{заг}}}, \quad (1)$$

где  $L_{\text{заг}}$  – длина детали, выступающей из патрона, мм;  $x_p$  – расстояние от правого торца до места приложения силы (до резца), мм;  $E$  – мо-

дуль упругости материала детали, кг/мм<sup>2</sup>;  $J$  – момент инерции сечения заготовки в месте искомого прогиба в мм<sup>4</sup>.

Прогиб под силой  $P_y$  должен быть меньше или равен допустимому прогибу, т. е. должно иметь место неравенство

$$y_c \leq y_{\text{доп}}.$$

При этом допустимая величина данного параметра  $y_{\text{доп}}$  должна составлять не больше 5 % от допуска на размер  $\Delta$ :

$$y_{\text{доп}} \leq 0,05\Delta.$$

Как видно из анализа математических зависимостей (1) для всех схем закрепления, наибольшую вероятную ошибку в расчет стрелы прогиба детали может внести ошибка в определении значения радиальной составляющей силы резания  $P_y$ . Ошибки в определении геометрических размеров и механических характеристик детали маловероятны.

Все составляющие силы резания при точении, в том числе и радиальная составляющая силы резания  $P_y$  определяются по известной зависимости с учетом глубины резания  $t$ , подачи  $s$ , скорости резания  $V$  и силовых коэффициентов  $C_{Pz}$ ,  $C_{Px}$  и  $C_{Py}$ :

$$P_{x,y,z} = C_{P_{x,y,z}} \cdot t^x \cdot s^y \cdot V^n \cdot K_{P_{x,y,z}}, \quad (2)$$

где  $K$  – поправочный коэффициент, включающий поправку на прочностные свойства стали и геометрию инструмента.

Традиционные методики [2] допускают значительные ошибки при определении составляющих силы резания. Причина этих ошибок заключается в неполном учете колебания свойств обрабатываемого и инструментального материалов внутри их марочного состава на силы резания. При определении составляющих силы резания не учитывается разброс физико-механических свойств внутри марочного состава обрабатываемого материала, поправочный коэффициент для отдельной марки стали принимается постоянным. При этом предполагается, что с ростом предела прочности обрабатываемого материала, составляющие силы резания также будут возрастать. Однако, практика металлообработки и опытные данные измерения составляющих силы резания при обработке сталей твердосплавным инструментом на скоростях выше зоны наростообразования дают противоположные результаты. Это связано с тем, что в условиях высокоскоростного резания интегральная сумма сил, действующих на переднюю грань инструмента определяется не



только величиной действующих напряжений, но и суммарной длиной участков пластического и вязкого контакта, что, в свою очередь, определяется теплопроводностью контактируемых пар [3].

Н. В. Талантовым в работе [3] показано, что в условиях высокоскоростного пластического деформирования срезаемых объемов металла наряду с прочностными характеристиками сталей значительное влияние на уровень контактных напряжений оказывает теплопроводность стали и инструментального материала (отношение теплопроводностей).

Теплопроводность сталей с пониженной прочностью значительно выше, чем у более прочных сталей, что приводит к увеличению участков пластического и вязкого контакта на

передней грани инструмента и этим объясняется «парадокс» с обратной зависимостью сил резания от их прочностных свойств. В таблице приведены данные о величине составляющей силы резания  $P_y$  при обработке сталей с различными прочностными свойствами и различной теплопроводностью резцами Т30К4, Т15К5, Т5К10.

Обращает на себя внимание «парадокс», что при обработке высокопрочных сталей (ШХ15СГ, 95Х18, 30ХГСА), горизонтальные составляющие силы резания  $P_y$  меньше, чем при обработке низкопрочных (20Х, ст.25).

На этот «парадокс» указано в работах М. И. Клушина [4] и В. Ф. Боброва [5]. Результаты измерения силы  $P_y$  резания, приведенные в таблице, подтверждают это обстоятельство.

**Величины радиальной составляющей силы резания  $P_y$ , Н (расчетные и измеренные) при обработке углеродистых и легированных сталей различными марками твердого сплава ( $V=110$  м/мин;  $S=0,3$  мм/об;  $t=2$  мм;  $\phi=45^\circ$ ;  $\gamma=0^\circ$ ;  $\lambda=0^\circ$ ;  $r=1$  мм)**

Марка стали	Коэф. теплопроводности $C$ при $700^\circ$ Вт/м· $^\circ$ С	$\sigma_{вр}$ , МПа	Значения составляющей силы резания $P_y$ , Н, рассчитанные по источнику [2] и измеренные на УДМ-600					
			Т30К4		Т15К6		Т5К10	
			расчет	% ошибки	расчет	% ошибки	расчет	% ошибки
			измер.		измер.		измер.	
25	38	470	390 1060	-171	390 1200	-207	390 1240	-217
20Х	32	532	420 840	-100	420 940	-123	420 1190	-183
45	31	640	470 750	-60	470 910	-93	470 960	-104
У8А	30	650	490 750	-53	490 820	-67	490 960	-95
30ХМА	36	560	490 910	-85	490 960	-95	490 1040	-112
30ХГСА	31	710	570 780	-36	570 840	-47	570 980	-72
95Х18	—	830	760 700	+7	—	—	—	—
ШХ15СГ	29	1020	1000 720	+28	1000 880	+12	1000 1050	-5

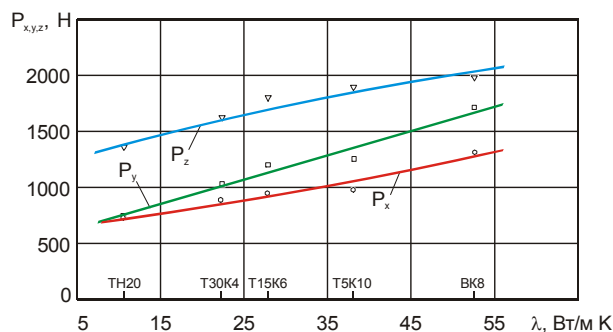
Прослеживается четкая связь коэффициента теплопроводности сталей при температуре резания  $700^\circ$  С с радиальной составляющей силы резания  $P_y$  — чем выше его значение, тем больше измеренная величина и обратная зависимость от прочностных свойств обрабатываемых сталей.

В дополнение к этому укажем, что в существующих методиках не учитываются влияния

свойств инструментального материала на значение составляющих силы резания, хотя такое влияние имеется. На рисунке представлены результаты измерения составляющих сил резания при обработке стали 25 твердыми сплавами с различной теплопроводностью.

Проявляется четкая зависимость всех составляющих силы резания от теплопроводности инструмента. Чем выше теплопроводность, тем

выше все составляющие силы резания. Расчетные же значения составляющих силы резания для всех марок твердого сплава, согласно формулы (2) будут одинаковы. Из-за отсутствия поправки на теплопроводность инструмента в формуле определения составляющих силы резания ошибка в расчетном значении  $P_y$  по сравнению с измеренными достигает полуторакратного и более значения.



Влияние теплопроводности инструментального материала на составляющие силы резания при обработке стали 25

Режимы обработки на рисунке те же, что и в таблице. Расчетное значение  $P_x$  и  $P_y$  составляет 760 и 850 Н.

Проблема повышения точности обработки на токарных станках с ЧПУ, при недостаточной точности определения горизонтальных составляющих силы резания, может быть решена применением специальных блоков адаптации, встроенных в систему ЧПУ [1]. При этом требуется оснастить систему ЧПУ датчиками силы резания, что усложняет и удорожает инструментальную оснастку. Другой путь — обеспечение точности расчета составляющих силы резания на этапе проектирования технологического процесса в САПР ТП.

Предлагается альтернативный способ определения составляющих резания, который бы учитывал недостатки традиционных методик и позволил автоматизировать процесс расчета точности обработки. Способ основан на использовании величины сигнала термоЭДС пробного прохода из зоны резания и устойчивых корреляционных связей ее величины с силовыми коэффициентами  $C_{Pz}$ ,  $C_{Px}$  и  $C_{Py}$ , входящих в расчетные формулы по определению составляющих силы резания. В предлагаемом способе величина термоЭДС используется не как традиционная характеристика уровня температур в зоне резания, а как интегральный показатель физико-механических свойств контактируемых пары «инструмент — заготовка».

Кратковременный пробный проход является своеобразным предварительным тестированием свойств контактной пары, и его величина имеет устойчивую корреляционную связь с теплофизическими свойствами твердосплавных инструментов и обрабатываемых сталей [6].

В предлагаемом способе [7] радиальная составляющая силы резания  $P_y$  определяется по скорректированной зависимости:

$$P_y = (A_y + k_y \cdot E) \cdot t^{0,9} \cdot S^{0,6} \cdot V^{-0,3}, \quad (3)$$

где  $E$  — термоэлектродвижущая сила в мВ, измеренная в условиях пробного прохода;  $A_y = 300$ , постоянная, определенная из условий предварительной обработки;  $k_y = 10$ , коэффициент, определенный из условий предварительной обработки.

Ошибка расчета составляющих силы резания по предлагаемому способу лежит в пределах 12–15 %, что значительно меньше по сравнению с традиционными методиками расчета. Получение оперативной информации из зоны резания о свойствах каждой контактной пары позволяет, используя формулу (3), обеспечить более точный расчет параметров точности обработки. При этом предлагается блок расчета режимов резания САПР ТП перенести в структуру системы ЧПУ [8], связав его по локальной сети с рабочим местом технолога-программиста.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Подураев, В. Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания / В. Н. Подураев. — М. : Машиностроение, 1977. — 304 с.
2. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т. 2 / Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. — 4-е изд. — М. : Машиностроение, 1985. — 496 с.
3. Талантов, Н. В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н. В. Талантов. — М. : Машиностроение, 1992. — 240 с.
4. Клушин, М. И. Резание металлов / М. И. Клушин. — М. : Машгиз, 1958. — 454 с.
5. Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. — М. : Машиностроение, 1975. — 344 с.
6. Плотников, А. Л. Управление режимами резания на токарных станках с ЧПУ: монография / А. Л. Плотников, А. О. Таубе; ВолгГТУ. — Волгоград, 2003. — 184 с.
7. Пат. №2120354 Россия, С1 В 23 В 25/06. Способ определения составляющих силы резания на токарных станках с ЧПУ / А. Л. Плотников, В. В. Еремеев. — №97116947/20; заявлено 14.10.97, Бюл. № 29, 1998.
8. Плотников, А. Л. Новая методика построения модулей расчета режимов резания в САПР ТПП механической обработки / А. Л. Плотников, Ю. Л. Чигиринский, Е. М. Фролов, Е. Г. Крылов // СТИН. — 2009, № 2. — С. 19–25.

УДК 621.793

*А. Л. Плотников\*, С. М. Шевченко\*\*, И. Н. Колупаев\*\*, С. А. Дитиненко\*\*\**

# **МОДЕЛИРОВАНИЕ ТОЛЩИНЫ УПРОЧНЕННОГО СЛОЯ СТАЛИ В ПРОЦЕССЕ ИМПУЛЬСНЫХ ОТДЕЛОЧНЫХ ОБРАБОТОК**

**\*Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: app@vstu.ru

**\*\*Национальный технический университет**

**«Харьковский политехнический институт»**

E-mail: cpk@kpi.kharkov.ua

**\*\*\* Харьковский национальный экономический университет**

E-mail: ksue@ksue.edu.ua

Рассмотрены вопросы моделирования глубины белого слоя в зависимости от технологических параметров алмазно – искрового шлифования (АИШ) и других импульсных упрочняющих обработок.

*Ключевые слова:* алмазно-искровое шлифование, импульсные упрочняющие обработки, белый слой, бесструктурный мартенсит.

The issues of white layer (WL) depth modeling depending on technological operation factors of diamond – spark grinding and other pulse reinforcing machine processing's are examined.

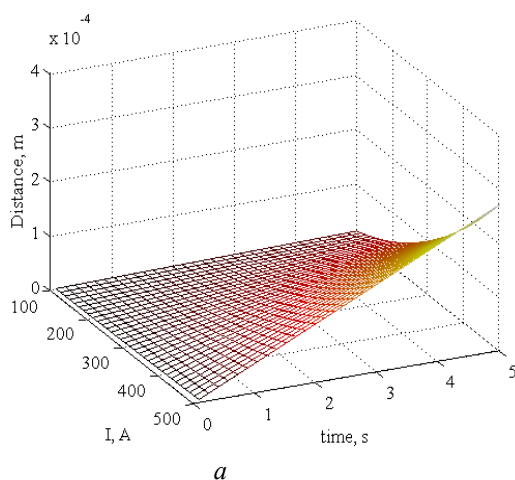
*Keywords:* diamond – spark grinding, pulse hardening treatments, white layer, structureless martensite.

В современной практике широко применяются отделочные упрочняющие методы, целью которых является формирование в поверхностном слое структуры белого слоя (БС). Метод алмазно-искрового шлифования (АИШ) на определенных режимах позволяет реализовать условия, характерные для импульсных упрочняющих обработок, в результате происходит оптимизация структуры за счет формирования структуры БС или бесструктурного мартенсита.

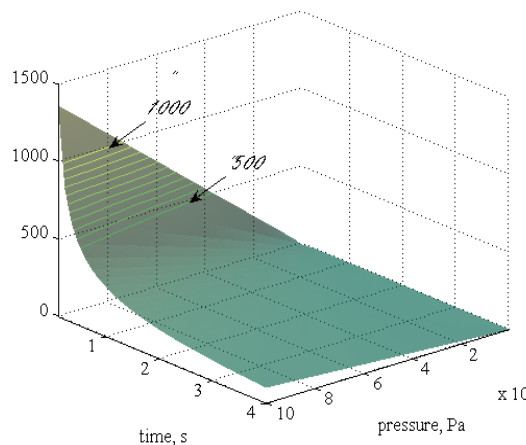
Полученные результаты показывают зависимость глубины БС от технологических режимов АИШ и химического состава обрабатываемой стали. Важное прикладное значение метода АИШ стимулирует более детальное исследование процесса АИШ для выработки общих рекомендаций и прогнозов эффективности метода. Материал исследования – сталь У7 в состоянии после закалки, низкого отпуска и последующего

АИШ. Оценка требует указания термодинамических параметров материала (сталь У7) и воздействия (параметров АИШ), проводимого в данной работе. Это и осуществляется первыми операторами предлагаемой программы расчета (WZ4S(c)), система MATLAB 7.1.

При исследовании процессов импульсной упрочняющей термической обработки, предпринимается расчет температурного поля внутри обрабатываемой детали. Моделирование предполагает определение толщины такого слоя в образце, в котором энергетические условия не противоречат кинетическим по отношению к возникновению «белого слоя» (БС). Критерий ( $K_3$ ) предложен заранее [1] и подробно не обсуждается. Параметры внешнего воздействия: величина тока и длительность его действия (рис. 1, а). Проводятся вычисления температурного поля на основании модели выделения



*а*



*б*

Зависимость глубины БС от параметров импульсного теплового воздействия:

*а* – длительность – сила тока; *б* – длительность – нагрузка

джоулевого тепла в плоскости контакта. В случае выбора параметров внешнего воздействия (нагрузка и длительность действия импульса тока) проводится аналогичный расчет (рис. 1, б). Отличие состоит в расчете снижения контактного напряжения за счет пластической деформации материала. Для этого учитывается снижение напряжения текучести стали У7 [2] в рассчитанном температурном поле. Таким же путем учитывается изменение теплоемкости стали при нагреве [3].

Воздействие в процессе АИШ – упрочнения можно назвать «управлением», если рассматривать обрабатываемый материал как динамическую систему. Практически применяемыми воздействиями являются нагрев, охлаждение и изотермическая выдержка – это составляет смысл термической обработки как технологии упрочнения деталей машин.

Прикладное материаловедение традиционно пользуется диаграммой техники. Обращает на себя внимание «инкубационный период превращения ( $t^*$ )», т. е. время, которое можно оценить из С-образной диаграммы. Величина  $t^*$  зависит от переохлаждения для конкретного материала даже в изотермических условиях. Фазовое превращение (ФП) происходит с некоторой конечной скоростью, описанием которой занимается кинетика ФП как частного случая кинетики химических реакций, при этом внутренние параметры всех фаз должны успевать принимать равновесные значения [4]. Образом «К» условия является константа равновесия, прямо связанная со скоростью ФП. Кроме температуры и давле-

ния появляется параметр «время». Если выбирать критерий как соотношение скоростей – тогда можно «взять» эффективную скорость  $V_{\text{eff}}$  как отношение температуры ФП к времени инкубационного периода. Для скорости превращения существует также уравнение Авраами:

$$V_{id} = A \cdot \exp(-B \cdot t).$$

Проще всего рассматривать первый порядок превращения – тогда скорость превращения:

$$\frac{dc}{dt} = -K \cdot c,$$

а величина  $K$  может быть связана с «характерным временем»  $t^*$  соотношением:

$$\frac{c - c_0}{t^*} \approx K \cdot (c - c_0),$$

т. е.

$$K \sim 1/t^*.$$

Предлагаемый динамический критерий импульсной термической обработки позволяет сопоставлять известные технологии импульсного упрочнения. Математические модели позволяют анализировать все более сложные материаловедческие ситуации, особенно с развитием компьютерного имитационного моделирования.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бабей, Ю. И. Физические основы импульсного упрочнения стали и чугуна / Ю. И. Бабей. – Киев: Наукова думка, 1988. – 237 с.
2. Гольдшмидт, Х. Д. Сплавы внедрения. Т. 1 / Х. Д. Гольдшмидт. – М.: Металлургия, 1971. – 423 с.
3. Кристал, М. А. Механизм диффузии в железных сплавах / М. А. Кристал. – М.: Металлургия, 1972. – 398 с.
4. Палатник, Л. С. Структура и динамическая долговечность сталей в условиях тяжелого нагружения / Л. С. Палатник, Т. М. Равицкая, Е. Л. Островская. – Челябинск: Металлургия, Челябинское отд-е, 1988. – 160 с.

УДК 621.793

*А. Л. Плотников\*, С. М. Шевченко\*\*, И. Н. Колупаев\*\*, С. А. Дитиненко\*\*\**

#### СТАБИЛЬНОСТЬ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ СТАЛИ ПРИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОМ ШЛИФОВАНИИ (АИШ)

**\*Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: app@vstu.ru

**\*\*Национальный технический университет**

**«Харьковский политехнический институт»**

E-mail: cpk@kpi.kharkov.ua

**\*\*\* Харьковский национальный экономический университет**

E-mail: ksue@ksue.edu.ua

В процессе алмазно-искрового шлифования (АИШ) формируется структура белого слоя. Применение генератора постоянного тока обеспечивает стабильность образования структуры белого слоя в процессе АИШ – упрочнения.

*Ключевые слова:* алмазно-искровое шлифование, белый слой, бесструктурный мартенсит, АИШ – упрочнение, генератор постоянного тока.

In the process of diamond – spark grinding (DSG) white layer (WL) structures are forming. WL is ensured of grinding operation factors and applications.

*Keywords:* diamond – spark grinding, white layer, structureless martensite, DSG – hardening, direct – current generator.

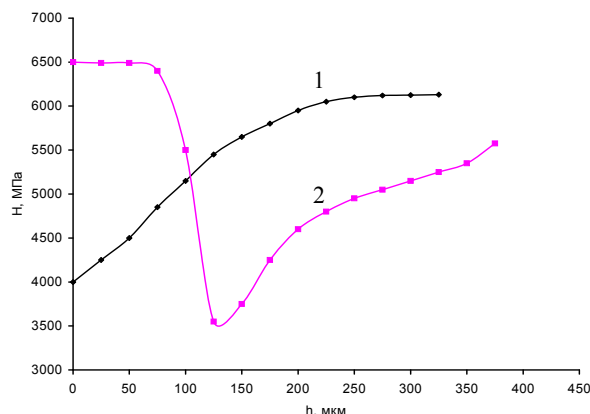
Многие технологические процессы обычной механической обработки металлов и сплавов, в том числе и шлифование, следует рассматривать не только как способы получения тел определенной геометрической формы, размеров, шероховатостей, но и как способы резкого изменения структуры и свойств металла обрабатываемой поверхности. Такой подход к вопросам качества поверхностного слоя при различных методах поверхностного упрочнения достаточно известен в настоящее время [1, 2].

В работе проведен анализ влияния различных режимов круглого, наружного алмазного шлифования на структурное состояние поверхностного слоя углеродистых сталей 45, У7 и У12. Изучена микроструктура и микротвердость указанных сталей. Установлено, что АИШ с добавлением в зону контакта электрической энергии от генератора постоянного тока приводит к образованию в структуре поверхностного слоя белых слоев (БС) или бесструктурного мартенсита. В этом случае, чем больше глубина шлифования, тем белые слои более твердые и однородные. Увеличение содержания углерода в стали также повышает твердость белых слоев.

В исследовании дана оценка существующей точке зрения, что любые изменения структуры при шлифовании классифицируются как прижоги. Так, у многих исследователей указано, что в результате шлифования образуется два вида структурных изменений: прижоги отпуска и прижоги закалки с отпуском, например, в работе [3].

Образование прижога, подразумевает брак обработки. Необходимые физико-механические свойства получают предварительными операциями, например, термической обработкой. Если после шлифования произошло падение твердости, то этот прижог отпуска (рис. 1, кривая 1) рассматривается как негативное явление. Что касается прижога закалки, то согласно нашим результатам и результатам других исследователей, однозначно называть его негативным явлением нельзя. Эффект технологической наследственности, который имеет место, можно целенаправленно использовать [4]. Известны такие методы обработки, целью которых является как раз получение таких вторично закаленных структур, отличающихся повышенной твердостью, износостойкостью, коррозионной стойкостью.

Вторично закаленные структуры отличаются между собой по качеству. К качественным таким структурам относятся так называемые



Микротвердость стали 45 после алмазного шлифования (1) и алмазно-искрового шлифования (2)

белые слои (БС) (рис. 1, кривая 2). Для возникновения качественных белых слоев необходим импульсный нагрев со скоростями  $10^5$ – $10^6$  К/с до температур фазовых превращений (выше  $A_{c3}$ ) вплоть до температуры плавления и быстрое охлаждение со скоростями не ниже  $10^3$ – $10^4$  К/с. Чем больше скорость охлаждения, тем ближе эти структуры по свойствам к аморфному состоянию металла с присущими ему физико-механическими, электрохимическими, коррозионными и другими свойствами. Пластическое деформирование поверхностных слоев деталей со скоростями порядка  $10^3$ – $10^4$  с<sup>-1</sup>, является дополнительным благоприятным фактором для формирования таких структур [2]. Все эти условия реализуются при АИШ.

Установлено, что применение генератора постоянного тока в качестве источника дополнительной энергии в процессе АИШ, позволяет обеспечивать более стабильные условия для упрочнения структуры поверхностного слоя обрабатываемой стальной детали за счет целенаправленного, управляемого формирования структуры БС в поверхностном слое, ответственным за высокую износостойкость. При этом величина электрической энергии в зоне обработки задается только глубиной шлифования, что является более технологично и производительнее по сравнению с применением генератора переменного тока, с задаваемыми электрическими параметрами частоты, скважности и др., которые целесообразно использовать в режимах правки круга, а не в процессе АИШ – упрочнения.

Таким образом, однозначно говорить о структурных превращениях в результате шлифования, как о негативном явлении, нельзя. Область применения структур белых слоев, полученных методом АИШ – упрочнения, это –

прецизионные детали гидроаппаратуры, работающие на износостойкость в отсутствии динамических нагрузок.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Бабей, Ю. И.* Физические основы импульсного упрочнения стали и чугуна / Ю. И. Бабей. – Киев: Наукова думка, 1988. – 237 с.

2. *Куранов, В. Г.* Движение без трения и износа: учеб. пособие / В. Г. Куранов, А. Н. Виноградов. – Саратов: Изд-во СГТУ, 2007. – 49 с.

3. *Маталин, А. А.* Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин / А. А. Маталин. – М.: Машгиз, 1956. – 252 с.

4. *Суслов, А. Г.* Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 1987. – 206 с.

УДК 681.58

*В. С. Поляков, С. В. Поляков*

### ПРЕДСТАВЛЕНИЕ НЕЙРОНА КОМПОЗИЦИЕЙ ГРАФОВ, ЗАДАНЫХ МАТРИЦЕЙ ИНЦИДЕНТОРА

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: app@vstu.ru

В работе показана возможность представления нейрона матрицей инцидентора, то есть формальное описание, дающее универсальный способ решения многих нестандартных задач управления в машиностроении. Рассмотрено применение предлагаемого варианта для поиска эффективных решений самых различных задач, многие из которых ранее не имели решения с удовлетворительной точностью.

**Ключевые слова:** граф, структура графа, моделирование, параллелизм, нейрон.

The paper shows the possibility of submitting a neuron with the help matrix incidentor, that is a formal description, which gives a universal way of solving many problems of automatic control in engineering. Application of the proposed option for searching of effective solutions of various problems, many of which had no solution with satisfactory accuracy is considered.

**Keywords:** graph, graph structure, modeling, parallelism, neuron.

В настоящее время интеллектуальное управление становится широко распространенным средством для многих технических и промышленных приложений. Такие системы управления обладают способностью к «пониманию и обучению» в отношении объекта управления, возмущений, создаваемых внешней средой и условиями работы.

Благодаря своим способностям к самоорганизации и обучению, искусственные нейронные сети сейчас рассматриваются как перспективные средства для интеллектуальных систем управления [1].

Именно поэтому для работы с нейронными сетями, столь необходимыми для задач современного машиностроения, мы должны иметь возможность формально описать сам нейрон. И лучшим способом будет представить его в матричной форме. Именно это и рассматривается в данной работе.

Рассмотрим простой искусственный нейрон, представленный на рис. 1, а также искусственный нейрон с введенной активационной функцией (рис. 2).

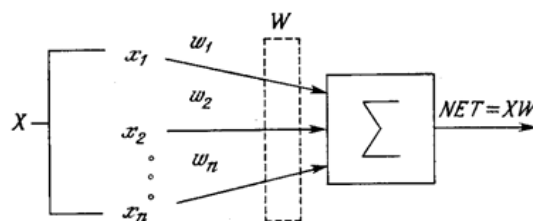


Рис. 1. Искусственный нейрон

На рис. 1:  $x_1, x_2, \dots, x_n$  – множество входных сигналов;  $X$  – вектор входных сигналов;  $w_1, w_2, \dots, w_n$  – веса входных сигналов;  $\Sigma$  – суммирующий блок;  $W$  – вектор множества весов;  $NET$  – сигнал выхода.

$$NET = XW.$$

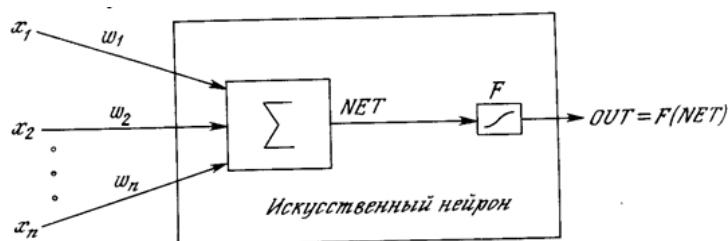


Рис. 2. Искусственный нейрон с активационной функцией

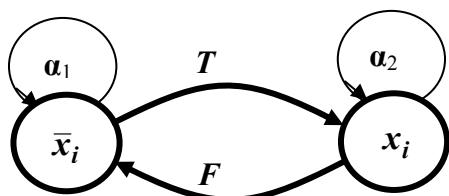
На рис. 2:  $F$  – блок сужающий диапазон изменения величины NET так, что при любых значениях NET значения OUT принадлежат некоторому конечному интервалу:

$$\text{OUT} = K(\text{NET}),$$

$$\text{OUT} = 1, \text{ если } \text{NET} > T,$$

$$\text{OUT} = 0 \text{ в остальных случаях.}$$

где  $K$  – постоянная пороговой функции;  $T$  – некоторая постоянная пороговая величина, или же функцией, более точно моделирующей нелинейную передаточную характеристику биологического нейрона и представляющей нейронной сети большие возможности.



$$M_i = \begin{bmatrix} \bar{x}_i \alpha_1 w_{2i-1} \bar{x}_i & \bar{x}_i T w_{2i-1} x_i \\ x_i F w_{2i} \bar{x}_i & x_i \alpha_2 w_{2i} x_i \end{bmatrix}$$

Рис. 3. Граф поступления входного сигнала –  $G_i(X, \alpha, M_i)$

Рассмотрев структуру искусственного нейрона, переходим к его формальному описанию. Каждый нейрон мы можем представить композицией графов: входных и выходных сигналов [2].

Входной сигнал нейрона можно представить графом (рис. 3)

В данном случае:

$X \{x_i, \bar{x}_i\}$  – множество вершин,

$\alpha \{\alpha_1, \alpha_2, T, F\}$  – множество ребер,

$w_i$  – вес входного  $i$ -го сигнала,

$x_i$  –  $i$ -й сигнал величины  $\alpha_{2i}$  и весом  $w_{2i}$ ,

$\bar{x}_i$  –  $i$ -й сигнал отсутствует,

$\alpha_{2i-1}$  – величина  $i$ -го сигнала в  $\bar{x}_i$ ,

$\alpha_{2i}$  – величина  $i$ -го сигнала в  $x_i$ ,

$w_{2i-1}$  – вес  $i$ -го сигнала в  $\bar{x}_i$

$w_{2i}$  – вес  $i$ -го сигнала в  $x_i$ ,

$T, F$  – сигналы перехода.

Совокупность входных сигналов описывается на рис. 4.

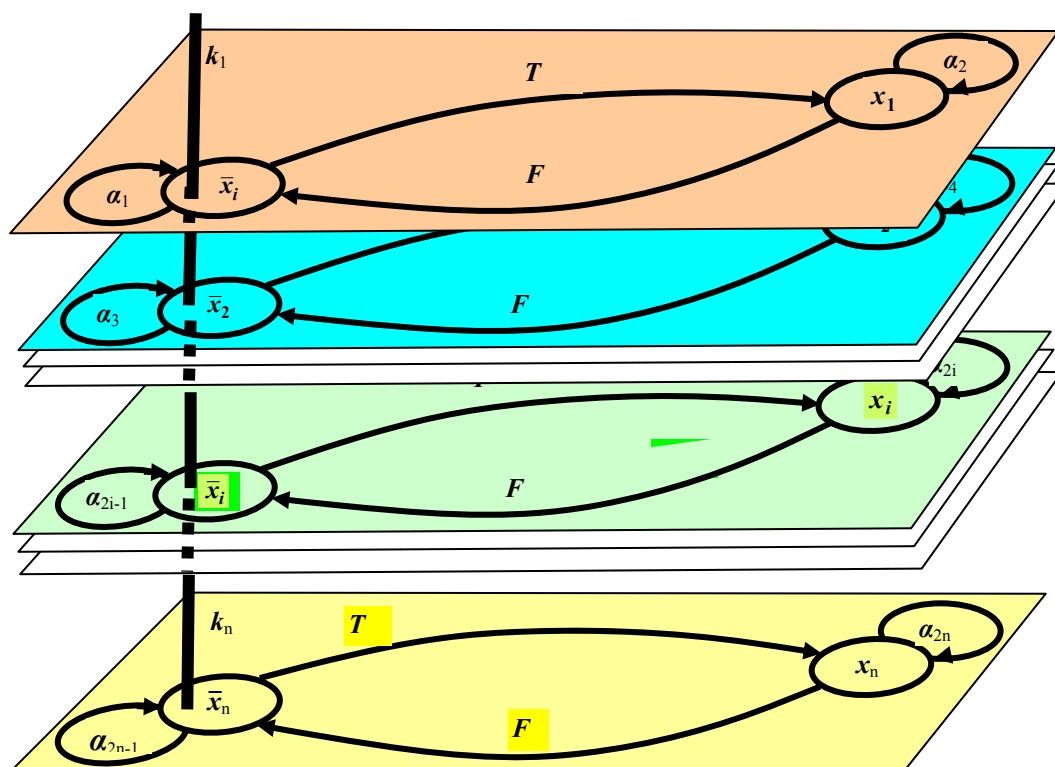
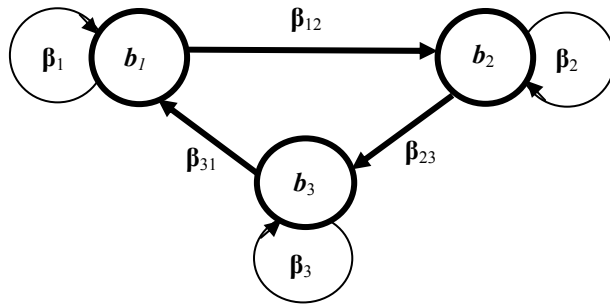


Рис. 4. Граф, описывающий совокупность входных сигналов

Формирование сигнала OUT описывается графом  $G_{OUT} = (B, \beta, M_{OUT})$ , представленном на рис. 5.





$$M_{OUT} = \begin{bmatrix} b_1 & \beta_1 \gamma_1 & b_1 & b_1 & \beta_{12} \gamma_1 & b_2 & 0 \\ 0 & b_2 & \beta_2 \gamma_2 & b_2 & b_2 & \beta_{23} \gamma_2 & b_3 \\ b_3 & \beta_{31} \gamma_3 & b_1 & 0 & b_3 & \beta_3 \gamma_3 & b_3 \end{bmatrix}$$

Рис. 5. Граф формирования сигнала OUT

где  $b_1$  – определение сигнала выхода NET, равного  $\sum_{i=1}^n \alpha_{2i} \cdot w_{2i}$ ,

$b_2$  – определение сигнала выхода  $OUT = K(NET)$ , где  $K(NET) = \frac{1}{1 + e^{-NET}}$ ,

$b_3$  – передача сигнала OUT другим элементам сети,

$\beta_1$  – операция получения суммы  $\sum_{i=1}^n \alpha_{2i} \cdot w_{2i}$ ,

$\beta_2$  – получение сигнала OUT с использованием логистической (сигмоидальной – S-образной) функции типа  $F(x) = 1/(1 + e^{-x})$  или  $F(x) = \text{th}(x)$ ,

$\beta_3$  – операция передача сигнала OUT другим элементам сети,

$\beta_{12}$  – сигнал перехода из  $b_1$  в  $b_2$ ,

$\beta_{23}$  – сигнал перехода из  $b_2$  в  $b_3$ ,

$\beta_{31}$  – сигнал перехода из  $b_3$  в  $b_1$ ,

$\gamma_1$  – накопление суммы  $\sum_{i=1}^n \alpha_{2i} \cdot w_{2i}$ ,

$\gamma_2$  – результат сравнения  $\gamma_1$  с постоянной, пороговой функцией и запись результата в  $\gamma_3$ ,

$\gamma_3$  – результат сравнения –  $OUT(1,0)$

Взяв композицию графов, описывающих совокупность входных сигналов, и графа формирования сигнала OUT, получим граф работы нейрона (рис. 6).

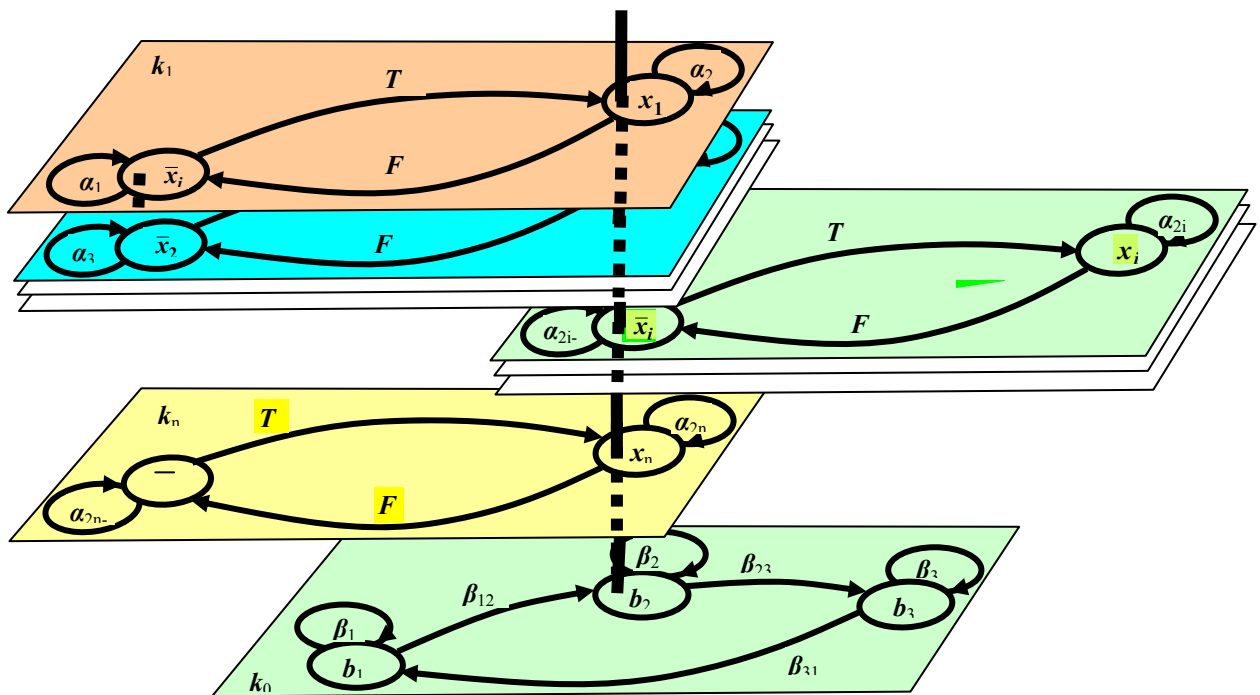


Рис. 6. Граф, описывающий работу нейрона

Представление нейрона матрицей инцидентора, то есть, по сути, формальное его описание, дает универсальный способ решения многих нестандартных задач управления в машиностроении. Нейроподобные системы, основывающиеся на подобном представлении нейрона, способны уловить сложные нелиней-

ные зависимости, самосовершенствоваться, обучаясь в процессе использования. Их использование предоставляет широкие возможности для поиска эффективных решений самых различных задач, многие из которых ранее не имели решения с удовлетворительной точностью.



# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Муха, Ю. П. Нейросетевые измерительные системы. Диагностика состояния сложных объектов / Ю. П. Муха, М. Г. Сковорцов. – М. : Радиотехника, 2007. – 336 с.

2. Поляков, В. С. Многоуровневое моделирование объектов с параллельно функционирующими компонентами / В. С. Поляков, С. В. Поляков // Контроль. Диагностика. – 2009. – № 9. – С. 48–53.

УДК 681.58

**В. С. Поляков, С. В. Поляков**

## ПРЕДСТАВЛЕНИЕ СЕТИ ПЕТРИ МАТРИЦЕЙ ИНЦИДЕНТОРА

Волгоградский государственный технический университет

E-mail: app@vstu.ru

Показана эффективность представления сетей Петри матрицами инцидентора. Обоснована возможность создания моделей сложных систем с большим количеством участков, комплексов с различным составом основного и вспомогательного оборудования.

**Ключевые слова:** граф, структура графа, моделирование, параллелизм, сети Петри.

The efficiency of the representation Petri nets by matrices incidentor is shown. The possibility of creating models of complex systems with many sites, complexes with different composition of the main and auxiliary equipment is justified.

**Keywords:** graph, graph structure, modeling, parallelism, Petri nets.

В современном машиностроении при асинхронном управлении сложными дискретными системами, где компоненты часто функционируют «независимо», воздействуя друг на друга не постоянно, а эпизодически, используются сетевые модели. Наибольшее применение в настоящее время получили сети Петри.

Функционирование сетей Петри описывается формальным множеством последовательностей срабатывания и множеством достижимых в сети разметок. Сети Петри чаще всего используются при решении задач, когда требуется анализ возможных ситуаций, определения путей достижения конкретной цели, анализ характера изменений условий.

Использование при проектировании систем управления ГПС сетей Петри ограничивается построением несложных циклических моделей для роботизированных комплексов с обозримым количеством состояний системы.

Для описания функционирования сетей Петри задаются:

1) множество позиций  $P = \{ p_1; p_2; \dots p_n \}$ ;

2) множество переходов  $T = \{ t_1; t_2; \dots t_m \}$ ;

3) начальная маркировка сети  $M_0 = (M_0(p_1); M_0(p_2); \dots M_0(p_n)) \in Z_0^n$ . При функционировании сетей Петри в каждый момент времени  $k$  возникает текущая разметка

4)  $M_k = (M_k(p_1); M_k(p_2); \dots M_k(p_n)) \in Z_0^n$ ;

5) взаимосвязи позиций и переходов задаются:

–  $I(t_j)$  – позиции на входах перехода  $t_j$ ;

–  $O(t_j)$  – позиции на выходах перехода  $t_j$ ;

–  $I(p_i)$  – переходы на входах позиции  $p_i$ ;

–  $O(p_i)$  – переходы на выходах позиции  $p_i$ ;

6) функция переходов  $\phi$ , определяющая возможное состояние сети  $\tilde{M}$  при начальной маркировке  $M_0$ , следующее за состоянием  $M$ , но не обязательно за  $M_0$ .

Функция переходов  $\phi$  определяется правилами функционирования:

– в каждый момент времени срабатывает только разрешенный переход;

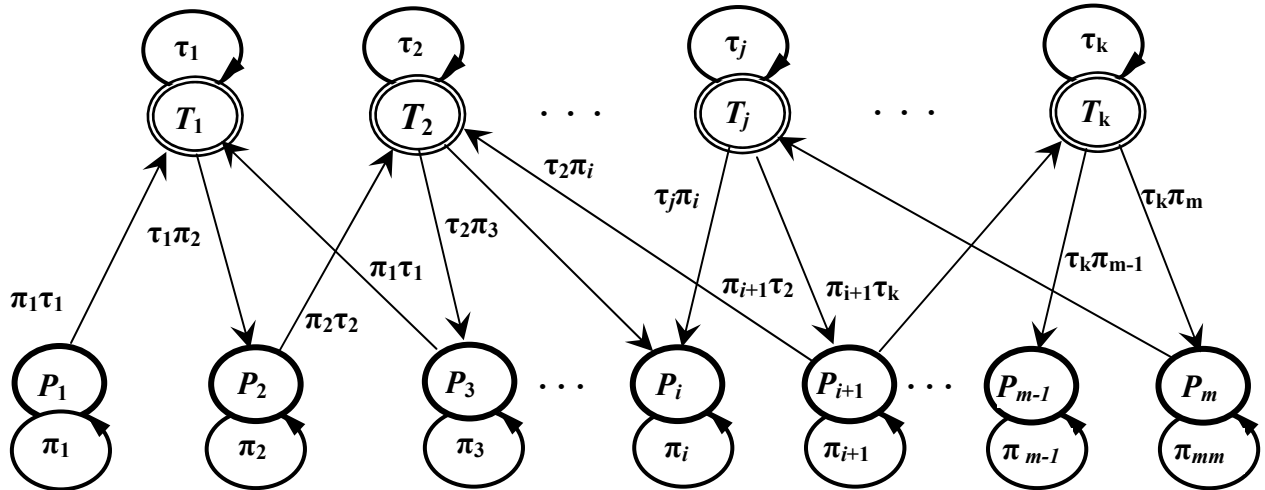
– срабатывание перехода может наступить через конечный промежуток времени после его разрешения;

– если в состоянии разрешено несколько переходов, то срабатывает один из них (недетерминизм функционирования сетей Петри);

– в результате срабатывания перехода метки во всех его входных позициях уменьшаются на 1, а в выходных – увеличиваются на 1;

– срабатывание перехода – неделимый акт изменения количества во входных и выходных позициях – происходит мгновенно.

Графическим представлением сети Петри служит двудольный ориентированный граф с двумя типами вершин; вершины-позиции (места) и вершины-переходы [2]. Дуги осуществляют связь между позициями и переходами  $d(p_i t_j)$  – от позиции  $p_i$  к переходу  $t_j$  (рис. 1).

Рис. 1. Двудольный граф  $G(A, X, H)$ 

Матрица инцидентора, задающая двудольный граф  $G(A, X, H)$ , приведена на рис. 2, которая разбивается на четыре характерные матрицы (рис. 3).

Матрицы  $P$  и  $T$  представляют собой диагональные матрицы инцидентора графов, каждая из которых представляет собой несвязный граф [3]. Матрицы  $H_{PT}$  и  $H_{TP}$  описывают переходы между матрицами  $P$  и  $T$ . Как видно из рис. 1, вершины множества  $P = \{p_1; p_2; \dots p_m\}$  не имеют дуг между собой, аналогично и вершины множества

$$M = \begin{bmatrix} P & H_{PT} \\ H_{TP} & T \end{bmatrix}$$

Рис. 2. Структура матрицы инцидентора двудольного графа  $G(A, X, H)$ 

При показанном представлении сетей Петри матрицами инцидентора становится возможным создание моделей сложных ГПС с боль-

Матрица  $P$

$$P = \begin{bmatrix} P_1 \pi_1 P_1 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & P_2 \pi_2 P_2 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & P_3 \pi_3 P_3 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & P_j \pi_j P_j & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & P_{j+1} \pi_{j+1} P_{j+1} & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & P_{m-1} \pi_{m-1} P_{m-1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & P_m \pi_m P_m \end{bmatrix}$$

Матрица  $T$

$$T = \begin{bmatrix} T_1 \tau_1 T_1 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ 0 & T_2 \tau_2 T_2 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & T_i \tau_i T_i & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \dots & T_k \tau_k T_k \end{bmatrix}$$

Матрица  $H_{TP}$

$$H_{TP} = \begin{pmatrix} 0 & T_1 \tau_1 \pi_2 P_2 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & T_2 \tau_2 \pi_3 P_3 & \dots & T_2 \tau_2 \pi_j P_j & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & T_i \tau_i \pi_j P_j & T_i \tau_i \pi_{j+1} P_{j+1} & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & T_m \tau_{mm} \pi_{j+1} P_{j+1} & \dots & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Матрица  $H_{PT}$

$$H_{PT} = \begin{pmatrix} P_1 \pi_1 \tau_1 T_1 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ 0 & P_2 \pi_2 \tau_2 T_2 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ P_3 \pi_3 \tau_1 T_1 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ 0 & P_{j+1} \pi_{j+1} \tau_2 T_2 & \dots & 0 & \dots & P_{j+1} \pi_{j+1} \tau_k T_k \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & P_m \pi_m \tau_{ii} T & \dots & 0 \end{pmatrix}$$

$$M = \begin{pmatrix} P_1 \pi_{11} P_1 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & P_1 \pi_1 \tau_1 T_1 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & P_2 \pi_{22} P_2 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & P_2 \pi_2 \tau_2 T_2 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & P_3 \pi_{33} P_3 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & P_3 \pi_3 \tau_1 T_1 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & P_j \pi_{jj} P_j & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & P_{j+1} \pi_{j+1} P_{j+1} & \dots & 0 & 0 & 0 & P_{j+1} \pi_{j+1} \tau_2 T_2 & \dots & 0 & \dots & P_{j+1} \pi_{j+1} \tau_k T_k \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & P_{m-1} \pi_{m-1} P_{m-1} & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & P_m \pi_{mm} P_m & 0 & 0 & \dots & P_m \pi_m \tau_{ii} T_i & \dots & 0 \\ 0 & T_1 \tau_1 \pi_2 P_2 & 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & T_1 \tau_{11} T_1 & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & T_2 \tau_2 \pi_3 P_3 & \dots & T_2 \tau_2 \pi_j P_j & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & T_2 \tau_{22} T_2 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & T_i \tau_i \pi_j P_j & T_i \tau_i \pi_{j+1} P_{j+1} & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & T_i \tau_{ii} T_i & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & T_m \tau_{mm} \pi_{j+1} P_{j+1} & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & \dots & T_k \tau_{kk} T_k \end{pmatrix}$$

Рис. 3. Матрица инцидентора двудольного графа  $G(A, X, H)$

шим количеством участков, комплексов с различным составом основного и вспомогательного оборудования. Снимается ограничение, связанное с возникновением неточностей из-за большого количества состояний системы управления ГПС, сложности структур управления.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Зыков, А. А. Теория конечных графов / А. А. Зыков. – Новосибирск: Наука, 1968. – 541 с.
2. Берж, К. Теория конечных графов и ее применение / К. Берж. – М.: И. Л., 1962. – 319 с.
3. Поляков, В. С. Моделирование параллельно протекающих процессов блоками взаимодействующих компонентов / В. С. Поляков, С. В. Поляков // Контроль. Диагностика. – 2008. – № 8. – С. 70–73.

УДК 621.9.02

*Е. Н. Смирнова, Е. Г. Крылов*

**ПРОБЛЕМА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ  
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ  
С УЧЕТОМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАСЛЕДСТВЕННОСТИ**

**Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: app@vstu.ru

В статье анализируются причины недостоверности справочной информации, используемой при определении параметров качества на каждой стадии обработки. В качестве параметра, влияющего на величину шероховатости и качества точности, выбрана технологическая наследственность. Предлагается совершенствование метода определения параметров точности обработки в процессе технологического проектирования.

*Ключевые слова:* технологическая наследственность, шероховатость, качество точности, технологическое проектирование.

The article analyzes the reasons for the unreliability of the background information used in determining the acceptable parameters of quality at each stage of processing. As a parameter that affects the value of the roughness and quality accuracy is technological heredity. Proposed improvements of the method of determining the parameters of precision machining in the process of technological design.

*Keywords:* technological heredity, roughness, quality accuracy, process design.

Одними из важнейших параметров, определяющих эксплуатационные свойства готовых изделий, являются параметры качества и точности их поверхностного слоя. В процессе механической обработки согласно последовательности технологических операций поверхность детали претерпевает многократные изменения. Некоторые свойства поверхностного слоя, например, такие как шероховатость, могут переноситься с одной операции на другую и влиять на формирование качества поверхности на последующих операциях. Такое явление носит название технологической наследственности [1]. Ее влияние сказывается на формировании эксплуатационных свойств готового изделия, поэтому при проектировании технологического процесса технологу необходимо учитывать информацию о состоянии поверхностного слоя детали на каждом этапе механической обработки с учетом технологической наследственности.

На данный момент составление последовательности технологических операций происхо-

дит с учетом справочно-нормативной литературы [2]. Практика показывает, что достижение требуемой шероховатости и качества точности поверхности, согласно чертежу конструктора, не всегда может быть обеспечено. Проблема заключается в информации, заложенной в используемых справочниках. Во-первых, не во всех справочниках содержится полная информация о параметрах качества для всех существующих видов обработки. Во-вторых, в таблицах точности не прослеживается явление технологической наследственности и не учитывается влияние результатов предшествующих операций и переходов технологического цикла на качественные и эксплуатационные параметры. Кроме того, значения шероховатости и качеств имеют достаточный размах, причем для каждого справочника этот размах имеет свои пределы. В качестве примера приводится табл. 1, в которой приведены данные анализируемых параметров точности в условиях черного точения с продольной подачей инструмента.

Таблица 1

**Предельные значения высоты микронеровностей  
для получистового точения с продольной подачей инструмента**

Источник		Диапазон изменения шероховатости $R_a$ , мкм			
		минимальных		максимальных	
		min	max	min	max
1	Справочник технолога – машиностроителя. В 2 т. Т. 2 / под ред. А. Г. Кошиловой, Р. К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.	1.6		25.0	
2	Балабанов, А. Н. Краткий справочник технолога-машиностроителя / А. Н. Балабанов. – М.: Издательство стандартов, 1992. – 494 с.	6,3		12,5	

Окончание табл. 1

Источник		Диапазон изменения шероховатости $R_a$ , мкм			
		минимальных		максимальных	
		min	max	min	max
3	Блюменберг, В. А. Справочник токаря / В. А. Блюменберг. – Л.: Лениздат, 1969. – 449 с.	3,2		10	
4	Белецкий, Д. Г. Справочник токаря – универсала: справочник / Д. Г. Белецкий. – М.: Машиностроение, 1987. – 560 с.	2,5		20	
5	Данилевский, В. В. Справочник молодого машиностроителя / В. В. Данилевский, - М.: Высшая школа. 1973. – 648 с.	5		10	
6	Справочник технолога – машиностроителя. В 2 т. Т. 2 / под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 2003. – 943 с.	1,6		25	
7	Объединение значений	1,6	6,3	10	25
8	Пересечение значений	6,3	–	10	–

Приведенные в табл. 1 минимальные и максимальные значения шероховатости  $R_a$  расходятся в среднем в 2...2,5 раза. Следовательно, возникает вопрос – информацию какого спра-

вочника принимать в качестве базовой для определения требуемых значений шероховатости и качества точности при различных видах механической обработки.

Таблица 2

**Предельные значения шероховатости для различных видов обработки  
из ТП ОАО «Баррикады» и справочно-нормативной литературы**

Вид обработки		Шероховатость $R_a$ из ТП ОАО «Баррикады», мкм			Шероховатость $R_a$ из справочной литературы		
		min		max	min		max
Точение	Черновое	12,5	56,25	100	6,3	53,15	100
	Получистовое	6,3	9,4	12,5	1,6	13,3	25
	Чистовое	3,2	4,75	6,3	0,4	5,2	10
	Тонкое	0,063	2,53	5	0,2	0,9	1,6
Шлифование	Предварительное	0,5	2,75	5	0,4	6,7	6,3
	Окончательное	0,063	0,28	0,5	0,02	0,81	1,6
Сверление	до 15 мм	6,3	53,15	100	0,8	12,9	25
	более 15мм	12,5	56,25	100	6,3	15,65	25
Растачивание	Черновое	20	50	80	1,6	50,8	100
	Получистовое	12,5	18,75	25	10	17,5	25
	Чистовое	1,25	10,63	20	0,4	3,35	6,3

Следует также отметить, что справочно-нормативная литература не дает точных математических моделей для определения параметра шероховатости и качества точности на последующем этапе обработки.

В табл. 2 приведены обобщенные значения параметров точности по нескольким видам обработки, приводимые в технологических процессах предприятия ОАО «Баррикады» и в справочных изданиях. Анализ показывает, что в условиях производства получают значения

$R_a$  и  $T_i$ , отличающиеся от данных в справочниках. В этом случае на последнем этапе механической обработки не будет достигнуто требуемое качество поверхности, что может привести к ухудшению эксплуатационных свойств изделия, снижению его функциональности или появлению брака.

С учетом вышеизложенного вытекает, что в современном машиностроительном производстве на базе существующих методик пока не удалось найти автоматизированное решение

задачи оптимизации технологических процессов на этапе технологической подготовки производства. Данные реального производства зачастую отличаются от данных в справочной литературе. Это объясняется отчасти отраслевой природой производства, отчасти обобщенностью сведений справочной литературы.

Для предприятия ОАО «Баррикады» предложен, как вариант решения поставленной задачи, статистический анализ параметров точности изделий с целью сужения разброса их значений, и последующая разработка математиче-

ской модели, определяющей связь параметров точности предыдущего и последующего этапов механической обработки.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Технологическая наследственность в машиностроительном производстве / А. М. Дальский [и др.]; Под ред. А. М. Дальского. – М.: Изд-во МАИ, 2000. – 364 с.
2. Чигиринский, Ю. Л. Надежность справочных данных, применяемых в технологическом проектировании / Ю. Л. Чигиринский / Известия ОрелГТУ. Сер. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2009. – № 2-2/274(560). – С. 103–108.

УДК 621.9.02

*А. Ю. Трегуб, П. В. Берсенов, Е. Г. Крылов*

#### **ОБЕСПЕЧЕНИЕ ПОДДЕРЖКИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ В АВТОМАТИЗИРОВАННЫХ СИСТЕМАХ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПРОЦЕССАМИ**

**Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: app@vstu.ru

В статье приводится описание разработанной системы оповещения персонала для принятия решений в автоматизированных системах управления технологическими процессами. В качестве диагностического сигнала используется термоэлектродвижущая сила (термоЭДС), возникающая в месте контакта инструмента и детали.

*Ключевые слова:* многолезвийный инструмент, оповещение, термоЭДС.

The article is devoted of the developed system of the notification of the personnel for decision-making in the automated control systems of technological processes is resulted. As a diagnostic signal the thermoelectricalmagnetic force (thermoEMF), occurring at the contact point tool and part, is used.

*Keywords:* multifluted tool, the notification, thermoEMF.

Для механической обработки изделий на обрабатывающих центрах и станках с программным управлением широко используют различные виды многолезвийного режущего инструмента, оснащенные пластинами из твердых сплавов. Для них известны общие закономерности развития износа, изменения структуры и свойств режущей части инструмента в зависимости от назначения и режимов резания. В справочниках по обработке металлов резанием приводятся допускаемые величины фаски износа для различных инструментальных материалов и режимов обработки [1], однако в производственных условиях наряду с общими закономерностями износа режущей кромки инструмента присутствуют дополнительные возмущающие воздействия, приводящие к отказам. В таких случаях справочные значения допускаемых износов и критериев отказа инструмента существенно отличаются от тех, при которых следует проводить его принудительную смену по экономическим соображениям.

Современные автоматизированные системы управления процессом резания на станочном оборудовании работают на базе классических математических моделей расчета допустимой скорости резания и силы резания и способны отслеживать наступление критического износа для выработки команды на смену режущего инструмента. Недостатком подобных систем является то, что в них, как правило, невозможно предусмотреть внезапный отказ многолезвийного инструмента из-за скола одной из режущих пластин, и нельзя рассчитывать на оперативную реакцию эксплуатационного и обслуживающего персонала. Таким образом, возникает необходимость создания системы для поддержки принятия решений при возникновении аварийных и предаварийных ситуаций на станке, сочетающей в себе возможности как автоматизированной системы управления процессом резания, так и системы оповещения персонала.

Важной задачей также является выбор диагностического сигнала, значение которого, из-

меряемое на протяжении всего процесса механической обработки будет отражать взаимодействие инструмента и заготовки. Предложено в качестве такого сигнала использовать величину термоэлектродвижущей силы (термоЭДС), возникающей в зоне контакта инструмента и заготовки, а оповещение персонала производить, ориентируясь на значение этого сигнала.

Авторами была разработана система оповещения персонала для принятия решений в автоматизированных системах управления технологическими процессами, которая состоит из датчика диагностического сигнала 1, RC-фильтра 2, аналого-цифрового преобразователя 3, рабочей станции 4, модуля цикла сканирования переменных 5, блока сравнения 6, блока поддержки управления запуском и остановом системы на мнемосхеме 7, речевого извещателя 8 и радиотелефона 9 (рис. 1).

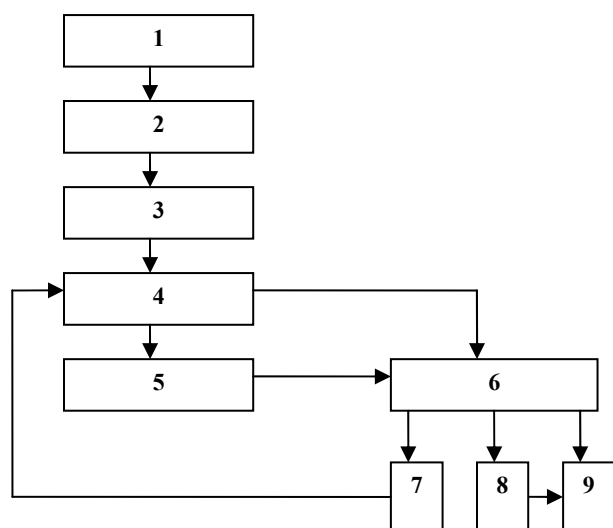


Рис. 1. Структурная схема системы оповещения персонала

Система работает следующим образом. В ходе технологического процесса режущий инструмент взаимодействует с деталью, что приводит к возникновению сигнала термоЭДС. В начальный момент времени сигнала термоЭДС регистрируется на эталонных технологических режимах по известному способу [2], в последующие моменты времени регистрация сигнала термоЭДС происходит непрерывно на текущем технологическом режиме, что позволяет получать оперативную информацию о ходе технологического процесса на выходе датчика термоЭДС 1. Полученный сигнал термоЭДС поступает на вход RC-фильтра 2, в котором для улучшения качества проходит фильтрацию от

переменной составляющей. Постоянная составляющая сигнала термоЭДС поступает на вход аналого-цифрового преобразователя 3, в котором преобразуется в восьмиразрядный цифровой код с частотой дискретизации не менее 1 кГц и передается на первый вход рабочей станции 4. В постоянной памяти рабочей станции 4 хранится информация о текущем технологическом режиме и предельно допустимом количестве отказов, не влияющем на нормальное состояние технологического процесса. В памяти рабочей станции 4 также хранится начальное значение сигнала термоЭДС, полученное на эталонных режимах обработки, и текущие значения сигнала термоЭДС, считанные с периодичностью не менее пяти секунд с помощью модуля цикла сканирования переменных 5. Каждое текущее значение сигнала термоЭДС передается в блок сравнения 6, который сравнивает его с предыдущим значением. Если текущее значение сигнала термоЭДС по абсолютной величине составляет меньше 2 мВ или превышает начальное значение более чем на 5 мВ, то констатируется факт наличия предаварийной ситуации. В этом случае на вход блока поддержки управления запуском и остановом системы на мнемосхеме 7 подается сигнал для вывода сообщения второго типа «Внимание! Предаварийная ситуация! Требуется коррекция технологических режимов!» на монитор рабочей станции 4, на вход речевого извещателя 8 подается сигнал для передачи на второй вход радиотелефона 9 сообщения второго типа, а на первый вход радиотелефона 9 подается сигнал для включения и дозвона по запрограммированным в памяти устройства номерам, что обеспечивает привлечение дополнительного внимания эксплуатационного и обслуживающего персонала, который имеет возможность выполнить коррекцию технологического процесса с помощью рабочей станции 4. В случае если в произвольный момент времени до окончания технологического процесса количество отказов равно или превышает их предельное допустимое количество, то система констатирует факт наличия аварийной ситуации. В этом случае на вход блока поддержки управления запуском и остановом системы на мнемосхеме 7 подается сигнал для вывода сообщения первого типа «Внимание! Аварийная ситуация! Останов технологического процесса!» на монитор рабочей станции 4 и отображения состояния технологического процесса на мнемосхеме рабочей станции 4, на вход речевого извещате-

ля 8 подается сигнал для передачи на второй вход радиотелефона 9 сообщения первого типа, а на первый вход радиотелефона 9 подается сигнал для включения и дозвона по запрограммированным в памяти устройства номерам, что обеспечивает автоматический останов технологического процесса и привлечение дополнительного внимания эксплуатационного и обслуживающего персонала.

Описанная выше система представлена лабораторной моделью, электрическая схема которой приведена на рис. 2. Схема реализует основные функции системы, в частности позволяет отреагировать на возникновение предаварийной ситуации загоранием желтого диода, а при отсутствии действий со стороны персонала в течение заданного времени – загоранием красного диода.

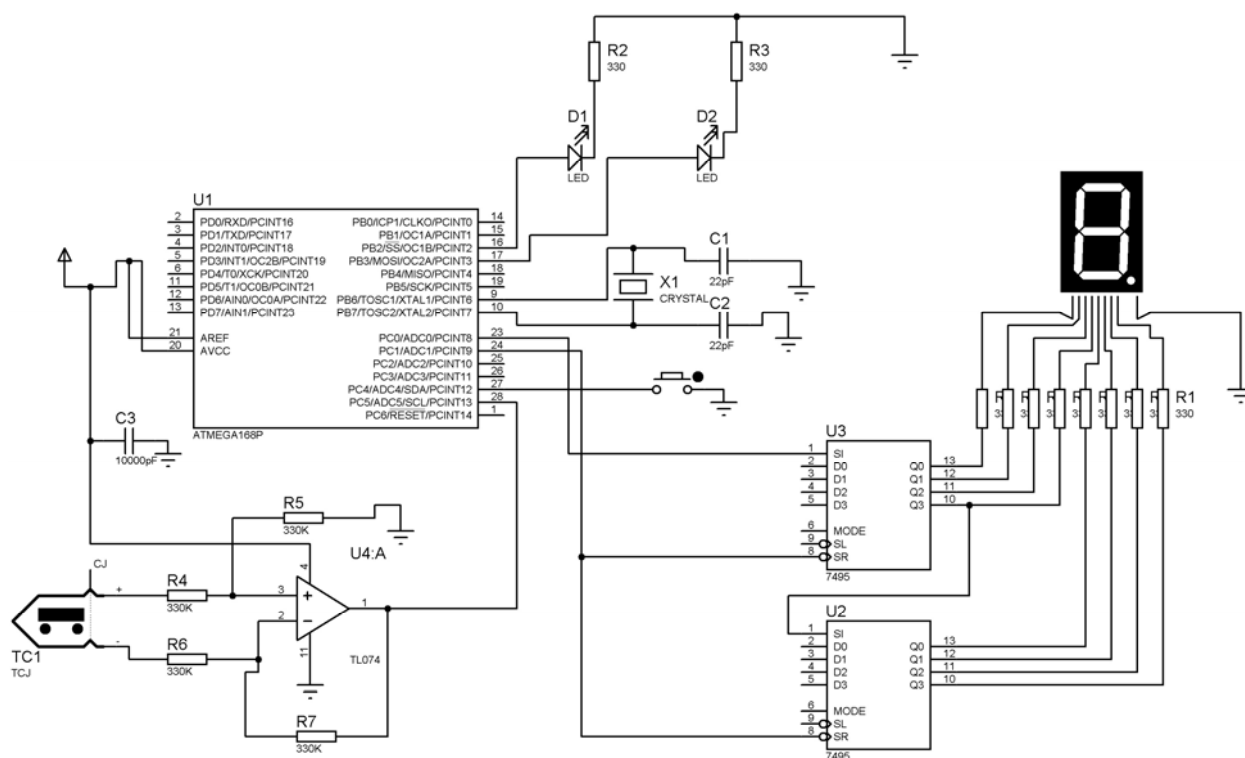


Рис. 2. Электрическая схема лабораторной модели

Схема содержит семисегментный индикатор для отображения текущего значения термоэлектрического сигнала и кнопку для сброса текущего состояния системы. В лабораторной модели функции модуля цикла сканирования переменных и блока сравнения выполняет программируемый микроконтроллер модели atmega8. Система может быть подключена к речевому извещателю, в памяти которого содержатся сообщения двух типов для сопровождения загорания жёлтого диода воспроизведением сообщения «Внимание! Предаварийная ситуация! Требуется коррекция технологических режимов!», а красного – сообщением «Внимание! Аварийная ситуация! Останов технологического процесса!» и к УЧПУ класса PCNC для оперативного ввода коррекции текущего режима обработки в течение определенного времени после загорания желтого диода. Предлагаемая система позволяет повысить надежность техно-

логического процесса за счет своевременного оповещения эксплуатационного и обслуживающего персонала и может быть использована для предотвращения возникновения аварийных ситуаций при обработке металлов резанием на автоматизированном оборудовании. Система также позволяет в предаварийной ситуации с помощью программного обеспечения рабочей станции внести корректирующие параметры технологического процесса, что позволит продлить срок эксплуатации оборудования и снизить экономические затраты предприятия.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Общемашиностроительные нормативы режимов резания: справочник: В 2 т. Т. 2 / А. Д. Локтев [и др.]. – М. : Машиностроение, 1991. – 304 с.
2. Пат. РФ № 2312750. Способ контроля состояния режущих кромок сборных многолезвийных инструментов / А. Л. Плотников, Е. Г. Крылов // Б.И. – 2007. – № 35.



УДК 658.512.2

*А. А. Яковлев, А. В. Чибисов, С. А. Кравченко***ЭКСПЕРТНАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ  
ПРОЕКТИРУЕМЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ЛАЗЕРОВ  
НА СТАДИИ ТЕХНИЧЕСКОГО ПРЕДЛОЖЕНИЯ****Волгоградский государственный технический университет**

E-mail: yaa\_777@mail.ru.

Описан метод экспертных оценок, позволяющий осуществить автоматизацию поиска наиболее перспективных вариантов технологических лазеров на углекислом газе при разработке технических решений на начальных стадиях проектирования.

*Ключевые слова:* физический принцип действия, техническое решение, технологический лазер, экспертная оценка.

The method of the expert estimations is described, allowing to carry out automation of search of the most perspective variants of technological lasers on carbonic gas by development of technical decisions on initial design stages.

*Keywords:* Physical principle of action, the technical decision, the technological laser, expert estimation.

В настоящее время улучшение качества новых проектов технологических лазеров на CO<sub>2</sub> достигается путем автоматизации отдельных стадий их проектирования. В работах [1, 2] описан метод разработки технических решений таких широко распространенных в энергетике устройств, как газовые технологические лазеры, газотурбинные, парогазовые и паросиловые установки и т. п. Метод основан на принципиально новой модели физического принципа действия (ФПД), которая позволяет определить структуру и множество элементов конструкции устройства. Для построения моделей ФПД могут использоваться не только описания уже известных и применяемых на практике лазерных установок [3], но и описания физических процессов взаимного преобразования различных видов энергии [4].

Множество конструктивных элементов представляется таблицей, ячейки которой указывают на выполняемые ими функции. Из такой таблицы осуществляется поиск списков функционально совместимых элементов. Каждый список соответствует одному техническому решению. Чем больше полученных вариантов конструкции и чем эффективнее методика оценки их эффективности, тем выше вероятность создания проекта с форсированным уровнем качества.

При проектировании новых образцов, когда аналог разрабатываемого изделия отсутствует, для определения базовых показателей используется вся доступная информация вплоть до перспективных показателей гипотетического образца, обоснованных результатами научных исследований. Показатели качества вырабаты-

ваются ведущим конструктором с привлечением необходимых специалистов, а затем их номенклатура рассматривается экспертной комиссией, которая принимает окончательное решение.

Коэффициенты весомости показателей определяются экспертным методом, который предполагает создание экспертной комиссии из высококвалифицированных специалистов, уровень компетентности которых в оценке качества рассматриваемого объекта примерно одинаков. Количество экспертов должно быть не менее семи человек.

Порядок определения коэффициентов весомости сводится к выполнению следующих процедур.

1. *Ранжирование показателей качества* путем попарного сопоставления предусматривает заполнение каждым экспертом специальной карты, представленной в табл. 1.

Таблица 1

**Экспертная карта для попарного сопоставления показателей качества**

№ п/п	Наименование показателя	Номер показателя						Число предпочтений $P_{ij}$
		1	2	...	$i$	...	$n$	
1		0						
2			0					
...				0				
$i$					0			
...						0		
$n$							0	

На пересечении строки со столбцом более значимого показателя ставят знак «–», а менее

значимого «+». Затем в каждой строке подсчитывают количество знаков «+», то есть число предпочтений  $\Pi_{ij}$ .

В случае оценки изделия по относительно небольшому количеству показателей качества (менее десяти) может производиться трехбалльная оценка при парном сопоставлении: значительное предпочтение одного показателя другому оценивается в три балла; простое – в два балла; незначительное – в один балл. В этом случае  $\Pi_{ij}$  – сумма баллов в строке. Тогда в формулу расчета коэффициента корреляции Спирмена и коэффициента конкордации необходимо подставлять вместо  $\Pi_{ij}$  ранги показателей качества  $x_{ij}$ . Рангом называется порядковый номер показателя с учетом его весовости.

2. *Статистическая обработка карт экспертов* предусматривает заполнение табл. 2. В таблице  $n$  – число показателей,  $l$  – количество экспертов, а величины  $\beta_i$  и  $\bar{\beta}_i$  вычисляются по формулам

$$\beta_i = \sum_{j=1}^l \Pi_{ij} \quad \text{и} \quad \bar{\beta}_i = \beta_i / l.$$

Таблица 2

Суммарное  $\beta_i$  и среднее  $\bar{\beta}_i$  число предпочтений  $i$  показателя качества

№ п/п	Наименование показателя	Число предпочтений $\Pi_{ij}$ каждого эксперта						$\beta_i$	$\bar{\beta}_i$
		1	2	...	$j$	...	$l$		
1									
2									
...									
$i$									
...									
$n$									

3. *Выявление некомпетентных экспертов* обеспечивается с помощью коэффициента ранговой корреляции Спирмена и критерия Диксона.

Коэффициент корреляции Спирмена для каждого  $j$  эксперта рассчитывается по формуле

$$\rho_j = 1 - 6 \sum_{i=1}^n d_{ij}^2 / (n^3 - n),$$

$$\text{где } d_{ij} = \left| \bar{\beta}_i - \Pi_{ij} \right|.$$

Критерий Диксона для каждого  $j$  эксперта равен

$$D_j = \frac{\rho_j - \rho_{\min}}{\rho_{\max} - \rho_{\min}} \geq 0,637,$$

где  $\rho_{\max}$  и  $\rho_{\min}$  – максимальное и минимальное значения  $\rho$  в группе экспертов.

При  $D_j \leq 0,637$  эксперты недостаточно компетентны и их показания в дальнейшем не учитываются. При этом в группе должно остаться не менее семи экспертов.

4. *Определение степени согласованности экспертных оценок* и ранжирование показателей качества проводятся по данным компетентных экспертов. Для этого составляется табл. 3.

Таблица 3

Ранги значимости показателей качества

№ п/п	Наименование показателя	Число предпочтений $\Pi_{ij}$ каждого компетентного эксперта						$\beta_i$	Ранг
		1	2	...	$j$	...	$l$		
1									
2									
...									
$i$									
...									
$n$									

Рассчитывается коэффициент конкордации  $W$  по формуле

$$W = 12 \sum_{i=1}^n (\bar{\beta} - \beta_i)^2 / l_i^2 (n^3 - n) \geq 0,5,$$

где  $\bar{\beta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \beta_i$  – суммарное среднее число предпочтений;  $l_i$  – количество компетентных экспертов.

Коэффициент конкордации находится в интервале от нуля до единицы. При  $W \leq 0,5$  считают, что мнения экспертов несогласованны – необходимо увеличить экспертную группу, а при  $W \geq 0,5$  – согласованность хорошая. Если  $W \geq 0,9$  – мнения слишком согласованы – возможно экспертиза проведена формально без глубокого изучения объекта и следует ее повторить.

Показателю с наибольшим числом предпочтений  $\beta_i$  присваивается ранг 1, а далее, с уменьшением  $\beta_i$ , – ранги 2, 3, 4 и т. д.

5. *Определение коэффициентов весомотности*  $k_i$  основано на предположении, что их значения пропорциональны величине  $\beta_i$ . Сумма коэффициентов весомотности равна единице, тогда

$$k_i = \beta_i / \sum_{i=1}^n \beta_i$$

Для оценки уровня качества проектируемого изделия используется комплексный метод, который применяется, когда целесообразно уровень качества изделия выразить одним числом. Комплексный показатель представляется в виде средневзвешенного показателя. Уровень качества  $q_w$  определяется отношением

$$q_w = \frac{W_0}{W_{06}},$$

где  $W_0$  и  $W_{06}$  – соответственно фактический и базовый комплексные показатели.

Средневзвешенный показатель используют, так как затруднительно или невозможно выявить

аналитически выраженную зависимость комплексного критерия от единичных или групповых показателей. В данном случае используется средневзвешенное геометрическое

$$w_{mp} = \prod_{i=1}^n w_i^{k_i}$$

где  $w_i$  – частные показатели качества;  $k_i$  – коэффициенты весомотности.

Особенность оценки качества технического решения заключается в том, что каждый конструктивный элемент может получить несколько экспертных оценок, в зависимости от количества связанных с ним элементарных функций, влияющих на показатели качества энергоустановки. Для этого заполняется матрица влияния альтернативных элементов на показатели качества (табл. 4). Для выявления лучших технических решений осуществляется сравнение средневзвешенных геометрических показателей.

Таблица 4

Определение элементарных функций, влияющих на показатели качества

№ п/п	Наименование показателя	Порядковый номер функции из таблиц М1 и М2, влияющей на показатели										
		$k$				...		$j$		...		$m$
1												
2												
...												
$i$												
...												
$n$												

В поля таблицы вводится единица, если элементарная функция влияет на данный показатель системы, в противном случае вводится ноль.

Для оценки конструктивных элементов составляется табл. 5, в которую заносятся конструктивные элементы, которые выполняют элементарные функции, влияющие на показатели проектируемого изделия.

Таблица 5

Таблица влияния элементов на показатели качества

Конструктивный элемент	Элементарная функция	Показатели					
		1	2	...	$i$	...	$n$

Если элемент выполняет несколько функций, то в таблицу делаются записи для каждой из них. Оценка проставляется только для тех показателей, на которые влияет функция, выполняемая конструктивным элементом.

Выводы. Морфологические методы для таких сложных технических систем, как технологические лазеры обычно не работают, так как многие сочетания конструктивных элементов оказываются неработоспособны из-за функциональной несовместимости. В связи с этим в работах [1, 2] предлагается метод, позволяющий на основе новой модели физического принципа действия выявить необходимые функции элементов энергоустановки и сформировать множество возможных вариантов ее реализации.

Поиск вариантов осуществляется комбинаторными методами и поэтому требует реализа-

ции в виде программы для ЭВМ. Описанные алгоритмы позволяют автоматизировать поиск концептуальных технических решений энергоустановок и провести выбор наиболее перспективных вариантов для последующей конструкторской проработки.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Шевчук, В. П. Метод синтеза концептуальных технических решений преобразователей энергии / В. П. Шевчук, А. А. Яковлев // Промышленная энергетика. – 2006. – № 3. – С. 41–46.

2. Яковлев, А. А. Синтез технических решений технологических газовых лазеров / А. А. Яковлев, Р. В. Лещенко // Известия Волгоградского государственного технического университета: межвузовский сб. науч. ст. № 5(20)/ ВолгГТУ. – Волгоград, 2006 (Сер. Автоматизация технологических процессов в машиностроении. Вып. 3). – С. 14–16.

3. Яковлев, А. А. Методика проектирования преобразователей энергии на этапе разработки физического принципа действия / А. А. Яковлев // Справочник. Инженерный журнал. – 2006. – № 12. С. 21–25.

4. Яковлев, А. А. Синтез моделей физического принципа действия преобразователей энергии с газообразным рабочим телом / А. А. Яковлев // Информационные технологии. – 2006. – № 3. – С. 23–28.

УДК 621.9

*В. В. Головкин, М. В. Дружинина, В. Н. Трусев*

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЫНУЖДЕННЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА КРУТЯЩИЙ МОМЕНТ ПРИ НАРЕЗАНИИ РЕЗЬБЫ МЕТЧИКОМ

Самарский государственный технический университет

E-mail: tms@samgtu.ru

Представлены результаты исследования влияния вынужденных ультразвуковых колебаний на крутящий момент при нарезании резьбы метчиком.

*Ключевые слова:* Вынужденные ультразвуковые колебания, момент резания, нарезание резьбы

Results of research of influence compelled ult-razvukovyh fluctuations on a twisting moment are presented at cutting of a carving metchi.

*Keywords:* The compelled ultrasonic fluctuations, twisting moment, carving cutting

Работоспособность метчиков в значительной степени определяется силовыми факторами действующими в процессе нарезания резьбы. Особенно актуально это для метчиков малого диаметра, так как они обладают значительно меньшими прочностными характеристиками. Поломки метчиков малого диаметра происходят как под воздействием изгибающего момента из-за нагрузок, возникающих в результате отклонения от соосности метчика и обрабатываемого отверстия, так и при превышении моментом резания допускаемых значений, воспринимаемых минимальным сечением метчика. К преждевременному выходу метчика из рабочего состояния приводит так же выкрашивание режущих зубьев в результате действия сил резания и трения. Одним из основных силовых факторов, действующих на метчик, является момент резания. Работоспособность метчиков можно оценить по значениям предельного момента резания.

Многочисленными исследованиями установлено, что введение в зону резания вынужденных ультразвуковых колебаний приводит к значительному уменьшению сил резания и трения, особенно при обработке многолезвийным

инструментом. В связи с чем, для изучения этого эффекта были проведены исследования по изучению влияния вынужденных ультразвуковых колебаний на крутящий момент при нарезании резьбы малого диаметра (М3–М10) метчиками из стали Р18 в сквозных и глухих отверстиях.

Экспериментальные исследования проводились на станке 2А135 с помощью специально разработанных быстросъемных ультразвуковых устройств. Нарезание резьбы проводилось как с наложением ультразвука, так и без него. При нарезании резьбы с ультразвуком инструменту сообщались осевые колебания с частотой  $f = 18...22$  кГц при различной величине амплитуды колебаний.

Для сравнительной оценки работоспособности метчиков, были проведены исследования крутящего момента при нарезании резьбы метчиками с покрытием нитридом титана и без него на заготовках из титанового сплава ВТ9.

Результаты исследования влияния амплитуды колебаний ( $\xi$ ) и скорости резания ( $V$ ) на крутящий момент ( $M_{кр.}$ ) приведены на рис. 1. Нарезание резьбы осуществлялось сразу полнопрофильным метчиком М8, изготовленным

из быстрорежущей стали P18 (3-ий метчик из комплекта). Для исключения погрешности подачи метчика нарезание резьбы осуществлялось по методу «самозатягивания» за счет телескопического выдвижения метчика, закрепленного в концентраторе ультразвуковой системы.

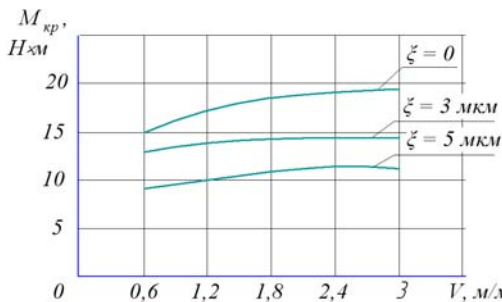


Рис. 1. Влияние  $V$  и  $\xi$  на  $M_{кр}$  при обработке сплава ВТ9 полнопрофильным метчиком М8 (ТС – сульфорезол)

Из приведенных графиков видно, что наложение ультразвука способствует снижению  $M_{кр}$  во всем диапазоне исследованных скоростей. При этом с увеличением амплитуды до  $\xi = 5$  мкм эффективность действия ультразвука возрастает. При дальнейшем увеличении амплитуды колебаний ( $\xi > 5$  мкм) наблюдается уменьшение стойкости метчиков связанное с увеличением износа режущих кромок зубьев метчика (рис. 2). Таким образом, для метчиков М5, М6, М8 оптимальной амплитудой является  $\xi = 5$  мкм.

Уменьшение значения крутящего момента при наложении на метчик ультразвуковых колебаний объясняется увеличением скорости относительного перемещения режущего лезвия и заготовки, что способствует уменьшению трения и отсутствию вследствие этого наростообразования.

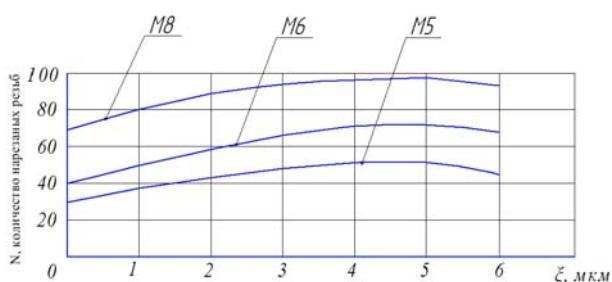


Рис. 2. Влияние амплитуды ультразвуковых колебаний на стойкость резьбонарезного инструмента,  $V = 1,2$  м/мин, ТС – сульфорезол

Значительное влияние на момент резания оказывает глубина нарезаемой резьбы. Экспериментальные зависимости представлены на рис. 3. Их рассмотрение показывает, что покрытие из TiN способствует уменьшению момента

трения на величину до 13 % при обычном резьбонарезании, и на величину до 25 % при нарезании резьбы с ультразвуком.

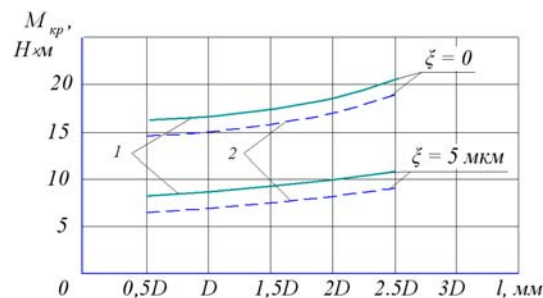


Рис. 3. Влияние глубины нарезаемой резьбы на  $M_{кр}$  полнопрофильным метчиком М8,  $V = 1,2$  м/мин: 1 – 3-ий полнопрофильный метчик из комплекта без покрытия TiN; 2 – 3-ий метчик из комплекта с покрытием TiN

Увеличение крутящего момента с увеличением глубины отверстия, в первую очередь, связано с увеличением момента трения на калибрующей части метчика, поэтому обычное нарезание резьб на большую глубину, особенно в вязких материалах, вызывает большие трудности. Наложение ультразвуковых колебаний приводит к значительному снижению момента резания и меньшей его зависимости от глубины резьбового отверстия.

Наибольший эффект влияния наложения ультразвуковых колебаний на метчик проявляется в диапазоне глубин отверстий (2–2,5)д. Момент резания уменьшается на величину до 70 %.

Влияние размера метчика на момент резания изучалось при обработке заготовок как первым, так и третьим метчиком из комплекта (рис. 4).

При этом обработка третьим метчиком производилась с наложением ультразвуковых колебаний.

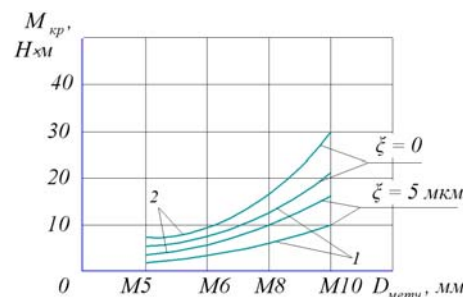


Рис. 4. Влияние диаметра метчика на  $M_{кр}$ : 1 – 1-ый метчик; 2 – полнопрофильный метчик

Из представленных зависимостей видно, что с увеличением диаметра метчика крутящий момент возрастает, причем более интенсивно

при обработке без применения вынужденных ультразвуковых колебаний. При обработке с вынужденными ультразвуковыми колебаниями полнопрофильным метчиком из комплекта видно, что крутящий момент по своей величине незначительно превосходит момент резания, при обработке первым метчиком без ультразвуковых колебаний, поэтому, становится возможной обработка одним метчиком из комплекта. Однако, при этом наблюдается снижение стойкости метчиков, особенно, при нарезании резьб в глухих отверстиях.

Таким образом, из представленных результатов видно, что для рационального использо-

вания режущей способности метчиков и повышения эффективности процесса резбонарезания необходимо обеспечивать режимы обработки, при которых момент резания не превышает бы предельно-допустимые значения крутящего момента, соответствующие разрушению метчика. При этом, наложение на метчик вынужденных осевых ультразвуковых колебаний с оптимальной амплитудой позволяет значительно уменьшить крутящий момент и, следовательно, повысить работоспособность метчиков, особенно, при нарезании резьбы на заготовках из труднообрабатываемых материалов.

УДК 621.9

*О. В. Ромашина*

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ  
ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ НАРЕЗАНИИ НАРУЖНЫХ РЕЗЬБ  
С УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ**

**Самарский государственный технический университет**

E-mail: tms@samgtu.ru

Приведены результаты исследования влияния ультразвуковых колебаний на формирование остаточных напряжений в поверхностном слое резьбовых деталей.

*Ключевые слова:* ультразвуковая обработка, остаточные напряжения, нарезание резьбы, концентрация напряжений, упруго-пластическое состояние поверхностного слоя.

Results of research of influence of ultrasonic fluctuations on formation of residual pressure in a blanket of carving details are shown.

*Keywords:* ultrasonic treatment, remaining tensions, cutting of screw-thread, concentration of tensions, resiliently-plastic state of superficial layer.

Качество поверхностного слоя деталей машин определяется шероховатостью поверхности, деформационным упрочнением, остаточными напряжениями и др. Одной из важных характеристик состояния поверхностного слоя являются остаточные напряжения, которые при работе деталей в условиях переменных нагрузок могут оказывать значительное влияние на прочность и долговечность. Например, сжимающие остаточные напряжения в поверхностном слое повышают циклическую прочность, так как они разгружают поверхностный слой от напряжений, вызванных нагрузками, и наоборот, растягивающие остаточные напряжения уменьшают прочность деталей. Ответственные резьбовые детали работают в условиях переменных нагрузок со средними растягивающими напряжениями, поэтому важно иметь представление о формировании остаточных напряжений. Так как разрушение резьбовых деталей происходит по впадине резьбы, являющейся

концентратором напряжений, то целесообразно определить остаточные напряжения именно во впадине резьбы. Известно, что на формирование остаточных напряжений оказывает существенное влияние технология изготовления, поэтому были определены остаточные напряжения при нарезании резьбы с различными по направлению ультразвуковыми колебаниями. Нарезание резьб М5, М6, М8 осуществлялось на образцах из титановых сплавов ВТ3-1, ВТ9, ВТ16 с использованием специальных ультразвуковых устройств при следующих технологических режимах: скорость резания  $V = 0,8-1,2$  м/мин, амплитуда ультразвуковых колебаний  $\xi = 5$  мкм, частота  $f = 18-22$  кГц. По специальной методике [1] экспериментально были определены осевые остаточные напряжения.

Для определения полного напряженно-деформированного состояния в упрочненном слое впадины резьбы была разработана специальная методика. На основании методики [2], разрабо-

танной для гладких цилиндрических образцов, возможно определить распределение полей остаточных напряжений и пластических деформаций в упрочненном слое резьбовой детали по одной экспериментально измеренной компоненте остаточных напряжений. Для получения распределения полей остаточных напряжений во впадине резьбы применен экспериментально-аналитический метод, который основан на математической обработке полученной экспериментальной информации, а именно, осевых остаточных напряжений. При решении данной задачи в математической модели были приняты следующие гипотезы:

– так как поверхностно-упрочненный слой достаточно тонкий (до 200 мкм), то предполагается, что напряжения в этом слое на поверхности конструкции формируются так же, как на плоскости полупространства;

– так как касательные остаточные напряжения являются малыми по сравнению с нормальными напряжениями, следовательно, ими можно пренебречь;

– вторичные пластические деформации при сжатии не возникают.

Для определения во впадинах резьбы окружных остаточных напряжений ( $\sigma_{\theta}^{res}$ ), радиальных остаточных напряжений ( $\sigma_r^{res}$ ) и осевых

остаточных напряжений ( $\sigma_z^{res}$ ) выделялись отдельные цилиндрические участки, на которых радиус цилиндрического образца был равен расстоянию от оси до поверхности впадины резьбы. По известным экспериментальным значениям осевых остаточных напряжений  $\sigma_z^{res}$  рассчитывались окружные  $\sigma_{\theta}^{res}$  и радиальные  $\sigma_r^{res}$  остаточные напряжения.

На основании уравнения равновесия:

$$r \frac{d\sigma_r^{res}}{dr} + \sigma_r^{res} = \sigma_{\theta}^{res},$$

при условии, что эпюра напряжений  $\sigma_{\theta}^{res}$  должна быть самоуравновешенной можно выразить  $\sigma_r^{res}$  через  $\sigma_{\theta}^{res}$

$$\sigma_r^{res}(r) = \frac{1}{r} \int_0^r \sigma_{\theta}^{res}(z) dz.$$

С учетом введенной гипотезы  $q_z = q_{\theta}$  и условия несжимаемости при пластическом деформировании  $q_{\theta} + q_z + q_r = 0$  с помощью уравне-

ния совместности деформаций  $r \frac{d\varepsilon_{\theta}^0}{dr} + \varepsilon_{\theta}^0 = \varepsilon_r^0$

и закона Гука можно определить  $q_{\theta}(r)$  следующим образом:

$$q_{\theta}(r) = \frac{1-2\mu}{3} \frac{r}{0} \frac{2-\mu}{1+\mu} \left[ \sigma_r^{res}(z) + 2\sigma_{\theta}^{res}(z) \right] dz - \frac{1}{E} \left[ (1-\mu)\sigma_{\theta}^{res}(r) - \mu\sigma_r^{res}(r) \right],$$

где  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $E$  – модуль Юнга для рассматриваемого материала.

Теперь можно полностью восстановить поля остаточных пластических деформаций  $q_{\theta}(r)$ ,  $q_z(r)$  и  $q_r(r)$ .

Выражая упругую осевую деформацию по закону Гука, и подставляя ее в формулу полных осевых деформаций, найдем:

$$\sigma_z^{res}(r) = E(\varepsilon_z^0 - q_z(r)) + \mu(\sigma_z^{res}(r) + \sigma_{\theta}^{res}(r)).$$

Для определения последней неизвестной величины  $\sigma_z^{res}(r)$  достаточно найти  $\varepsilon_z^0$ .

$$\varepsilon_z^0 = \frac{2}{a^2} \int_0^a r \left\{ q_z(r) - \frac{\mu}{E} [\sigma_r^{res}(r) + \sigma_{\theta}^{res}(r)] \right\} dr.$$

Вычислив величину  $\varepsilon_z^0$ , можно однозначно определить функцию  $\sigma_z^{res}(r)$ .

Таким образом, задача определения всех остаточных напряжений в поверхностно-упрочненном слое впадины резьбы решена полностью.

Полученные расчетным путем остаточные напряжения  $\sigma_r^{res}$ ,  $\sigma_{\theta}^{res}$ ,  $\sigma_z^{res}$ , а также и экспериментальные значения  $\sigma_z^{res}$ , сформировавшиеся в поверхностном слое впадины резьбы в результате обработки с применением вынужденных ультразвуковых колебаний различного направления приведены на рис. 1, 2.

Из представленных графических зависимостей видно, что в подповерхностном слое формируются сжимающие окружные и осевые остаточные напряжения, а радиальные остаточные напряжения являются растягивающими. При нарезании резьбы на образцах из титановых сплавов ВТЗ-1, ВТ9, ВТ16 и стали 30ХГСА без применения ультразвука максимальные по модулю окружные и осевые остаточные напряжения формируются на глубине 0,05–0,08 мм и

достигают значений 600–700 МПа. Наложение на инструмент тангенциальных ультразвуковых колебаний приводит к уменьшению по модулю сжимающих окружных остаточных напряжений до значений 400–500 МПа. Введение в зону резания осевых и радиальных ультразвуковых колебаний привело к увеличению по модулю значения окружных и осевых остаточных напряжений до 1200 МПа на глубине залегания 0,08 мм. Следует отметить, что радиальные остаточные напряжения формируются сразу растягивающими и на глубине 0,25 мм достигают

постоянных значений порядка 10–90 МПа и далее не изменяются. При этом в случае обработки с радиальными или осевыми ультразвуковыми колебаниями значение радиальных остаточных напряжений в 2–3 раза больше, чем при обработке с тангенциальными ультразвуковыми колебаниями или без ультразвука. При обработке стали 12Х18Н9Т распределение остаточных напряжений происходит аналогичным образом, однако, значения остаточных напряжений по модулю в 1,5–2 раза меньше, чем при обработке титановых сплавов.

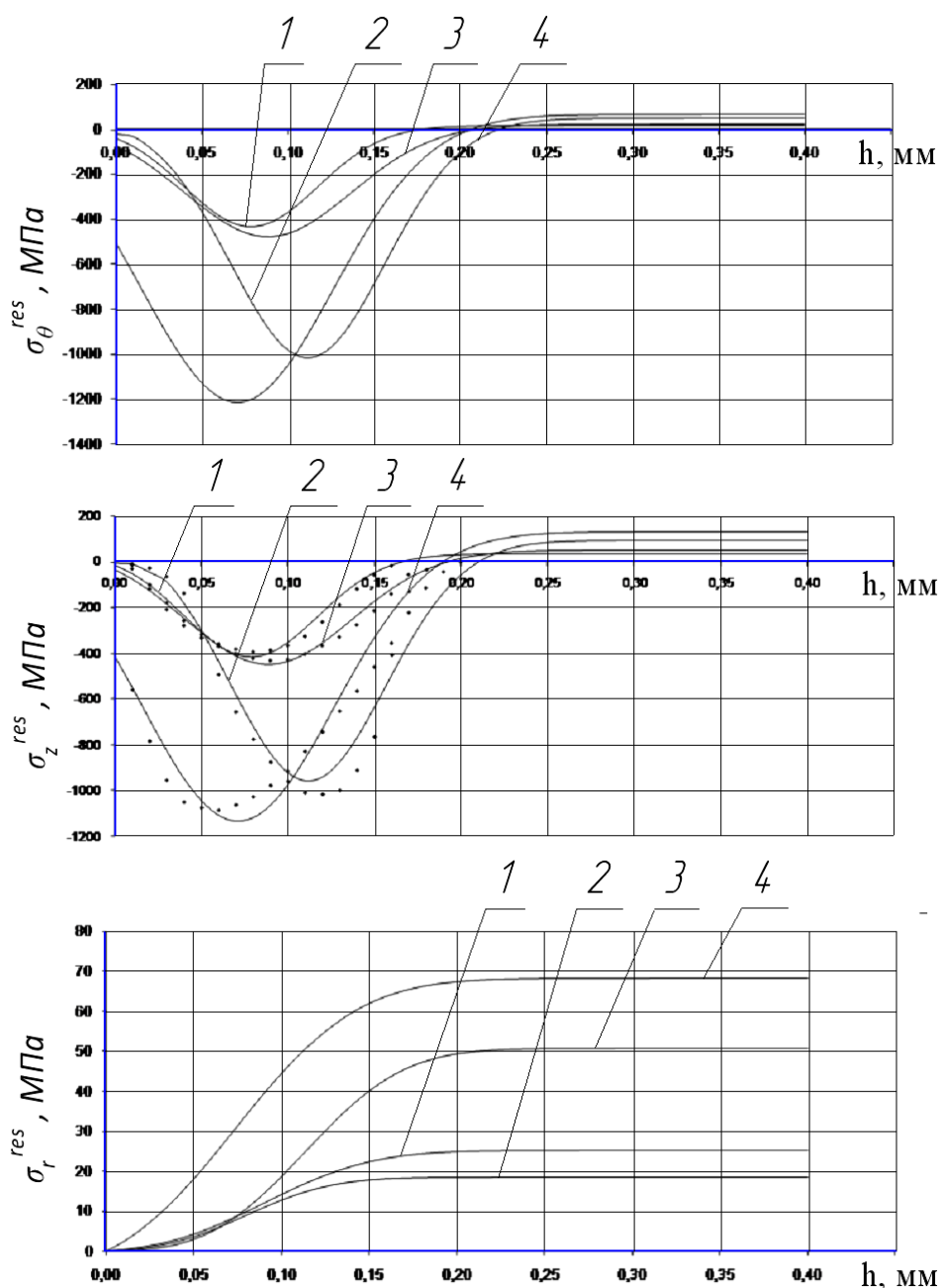


Рис. 1. Распределение полей остаточных напряжений при обработке титанового сплава BT16: 1 – обычное резание; 2 – резание с тангенциальными колебаниями; 3 – резание с осевыми колебаниями; 4 – резание с радиальными колебаниями (точки – эксперимент, сплошная линия – расчет)



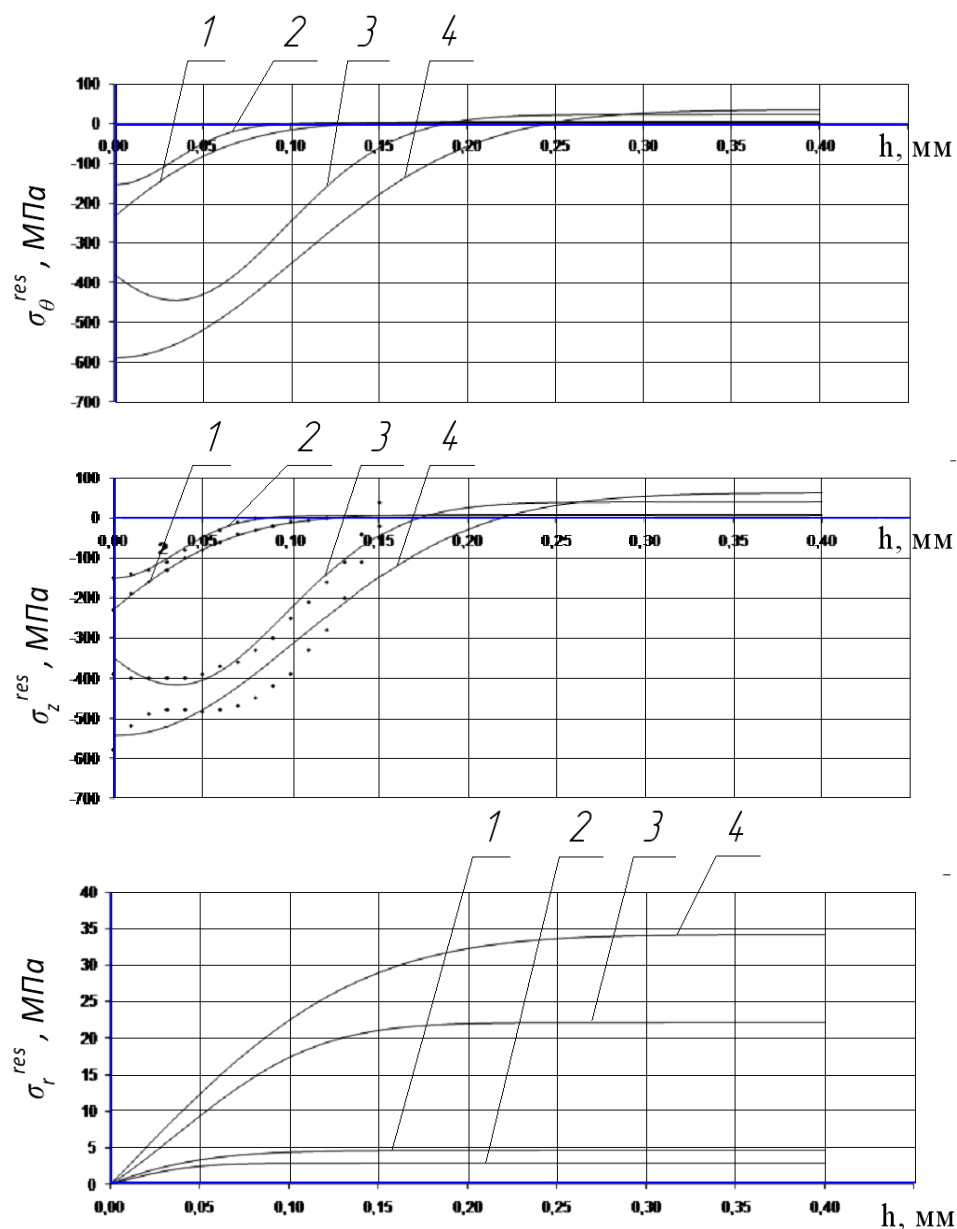


Рис. 2. Распределение полей остаточных напряжений при обработке стали 12X18H9T:  
1 – обычное резание; 2 – резание с тангенциальными колебаниями; 3 – резание с осевыми колебаниями;  
4 – резание с радиальными колебаниями (точки – эксперимент, сплошная линия – расчет)

Проведенный анализ показал, что наложение на инструмент осевых или радиальных ультразвуковых колебаний приводит к значительному увеличению по модулю сжимающих остаточных напряжений (в 2–3 раза), формирующихся в поверхностном слое впадин резьбы, по сравнению с обычной обработкой или с применением тангенциальных ультразвуковых колебаний. Вышеизложенное показывает, что наиболее благоприятное распределение остаточных напряжений наблюдается при наложении на инструмент осевых или радиальных ультразвуковых колебаний.

Таким образом, имеется возможность в процессе обработки без применения дополни-

тельных упрочняющих операций повысить работоспособность резьбовых деталей, работающих в условиях переменных нагрузок за счет формирования максимальных значений сжимающих остаточных напряжений.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Павлов, В. Ф. Остаточные напряжения и сопротивление усталости упрочненных деталей с концентраторами напряжений: монография / В. А. Кирпичев, В. Б. Иванов. – Самара: «Изд-во СНЦ». 2008. – 64 с.
2. Радченко, В. П. Ползучесть и релаксация остаточных напряжений в упрочненных конструкциях / В. П. Радченко, М. Н. Саушкин. – М.: Машиностроение-1, 2005. – 178 с.

Научное издание

**ИЗВЕСТИЯ**  
**Волгоградского государственного технического университета**  
**№ 13(86), 2011 г.**

С е р и я «ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ»  
(Выпуск 7)

*Межвузовский сборник научных статей*

Редактор *А. К. Саютина*  
Компьютерная верстка *Е. В. Макаровой*

Темплан 2011 г. Поз. № 7н.  
Подписано в печать 23.12.2011. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.  
Гарнитура Times. Печать офсетная. Усл. печ. л. 13,48. Уч.-изд. л. 13,1.  
Тираж 150 экз. Заказ

Волгоградский государственный технический университет.  
400005 Волгоград, просп. В. И. Ленина, 28, корп. 1.

Отпечатано в типографии ИУНЛ ВолгГТУ  
400005 Волгоград, просп. В. И. Ленина, 28, корп. 7.

В сборнике научных статей «Известия ВолгГТУ», серии «Прогрессивные технологии в машиностроении» публикуются статьи, которые содержат результаты теоретических и экспериментальных исследований и представляют научный и практический интерес для широкого круга специалистов в области прогрессивных технологий в машиностроении.

Вопрос об опубликовании статьи или ее отклонении решает редакционная коллегия сборника, которая утверждается ректором университета, ее решение является окончательным. Редакция направляет представленный для издания материал на рецензирование.

Рукопись должна быть набрана и сверстана в текстовом редакторе Word и распечатана на лазерном принтере в режиме полной загрузки тонера. Формат бумаги А4 (210×297 мм).

Для ускорения подготовки издания необходимо представлять файлы статей на дискетах или компакт-дисках (CD) в полном соответствии с распечатанным оригиналом. Дискета должна быть вложена в отдельный конверт, на этикетке дискеты указываются фамилии авторов статьи.

При наборе текста следует соблюдать следующие требования: поля – верхнее – 2,0 см, нижнее – 3,0 см, левое – 2,5 см, правое – 2,5 см; шрифт Times, кегль 14, интервал полуторный.

Текст набирается с применением автоматического переноса слов, перед знаками препинания (в том числе внутри скобок) пробелы не допускаются, после них ставится один пробел. Разрядка слов не допускается, следует избегать перегрузки статей большим количеством формул, рисунков, таблиц. Для набора символов в формульном редакторе MS Equation (MS Word) использовать установки (Стиль/Размеры) только по умолчанию; рисунки должны быть выполнены в редакторах векторной графики, таких как CorelDRAW или в любом приложении к Word. Допускается сканирование рисунков в программе Microsoft Photo Editor.

Инициалы и фамилия автора (авторов) пишутся над заглавием статьи. Ниже заглавия, перед основным текстом, указывается организация или предприятие, в котором работает автор статьи. В конце статьи ставится полное название учреждения, которое рекомендует статью для публикации, дата и подпись автора (всех авторов).

Литературные ссылки должны быть оформлены в соответствии с ГОСТ 7.1–2003 "Библиографическая запись. Библиографическое описание. Общие требования и правила составления". Библиографический список использованной литературы, составленный в порядке упоминания в тексте, дается в конце статьи; связь с основным текстом осуществляется цифровым порядковым номером в квадратных скобках в строке. Подстрочные ссылки не допускаются.

Иностранные фамилии и термины в тексте следует приводить в русском переводе. В библиографическом списке фамилии авторов, полное название книг и журналов приводится на языке оригинала.

Ссылки на неопубликованные работы не допускаются.

При обозначении единиц физических величин должна применяться Международная система единиц (СИ).

Объем статьи не должен превышать 8 страниц бумаги формата А4, включая таблицы и библиографический список; число рисунков – не более четырех, включая рисунки, помеченные буквами *a*, *b*, и т. д. Рекомендуется включать в сборник статьи с авторским коллективом не более четырех человек с участием каждого автора в одной–двух статьях.

Статьи должны представлять сжатое четкое изложение результатов, полученных автором без повторов приводимых данных в тексте статьи, таблицах и рисунках. К статье должны быть приложены: сведения об авторах (полное имя, отчество, фамилия, ученая степень, звание, домашний адрес, номер телефона служебный, домашний, E-mail), документация, подтверждающая возможность ее открытого опубликования.