

*18 - я Международная научно-  
практическая конференция*

**ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮ-  
ТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ**

*5 – 6 декабря  
2012 г*

**г. Харьков**

ГП Харьковский машиностроительный завод "ФЭД"  
Харьковский национальный экономический университет  
Одесский национальный политехнический университет  
Ассоциация технологов-машиностроителей Украины  
Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"  
Институт сверхтвердых материалов НАН Украины  
Институт проблем машиностроения НАН Украины  
Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»  
Харьковский национальный технический университет радиоэлектроники  
Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет  
Харьковская государственная академия железнодорожного транспорта  
Донецкий национальный технический университет  
Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь  
Сумской государственный университет  
Национальная Металлургическая Академия Украины  
Севастопольский национальный технический университет  
Луцкий национальный технический университет  
Московский государственный открытый университет  
Тульский государственный университет  
Юго-Западный государственный университет, г. Курск  
Ульяновский государственный технический университет  
Саратовский государственный технический университет  
Пермский государственный технический университет  
ГП "Завод им. Малышева"  
АО "Мотор - Січ"  
ЗАО Завод "Южкабель"  
ПАО ХМЗ "Свет шахтера"  
ХГ Авиационное производственное предприятие  
Харьковское агрегатное конструкторское бюро  
НТК "Эльбор-4"  
Гомельское ПО "Кристалл"  
Жешувский технологический университет, Польша  
Высшая техническая школа, Цвикау, Германия  
Международная академия по развитию технологий, Кельн, Германия  
Компания "Foxenergy", Верона, Италия  
Кафедра UNESCO "Интеллектуальное моделирование и адаптация нетрадиционных технологий к  
проблемам перспективного обучения и общественного прогресса"

## **ТРУДЫ 18-Й МЕЖДУНАРОДНОЙ НАУЧНО- ПРАКТИЧЕСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ**

**"ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ"**

Харьков 2012

УДК 62-65: 621.382.82

**Физические и компьютерные технологии.**

Труды 18-й Международной научно-практической конференции, 5-6 декабря 2012г. – Харьков: ГП ХМЗ "ФЭД", 2012. – 235 с.

Представлены труды, в которых рассмотрены проблемы технологии машиностроения и обработки материалов; прогрессивные технологии, оборудование, инструменты и технологические системы; проблемы динамики и прочности машин, математики, механики, экономики и организации производства.

Для специалистов в области машиностроения, экономики и организации производства, научно-технических работников и студентов.

**КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ ПО ПРОВЕДЕНИЮ КОНФЕРЕНЦИИ:**

**Сопредседатели:**

Новиков Ф.В., д.т.н.	(Харьков)	Коломиец В.В., д.т.н.	(Харьков)
Фадеев В.А., д.т.н.	(Харьков)	Ларшин В.П., д.т.н.	(Одесса)
Якимов А.В., д.т.н.	(Одесса)	Малыхин В.В., к.т.н.	(Курск)
		Морачковский О.К., д.т.н.	(Харьков)

Новиков Г.В., к.т.н. (Харьков)

**Члены совета:**

Гринева В.Н., д.э.н.	(Харьков)	Петраков Ю.В., д.т.н.	(Киев)
Дитиненко С.А., к.т.н.	(Харьков)	Рябенков И.А., к.т.н.	(Харьков)
Клименко С.А., д.т.н.	(Киев)	Шепелев А.А., д.т.н.	(Киев)
		Ямников А.С., д.т.н.	(Тула)

**ПРОГРАММНЫЙ КОМИТЕТ КОНФЕРЕНЦИИ:**

Андилахай А.А., к.т.н.	(Мариуполь)	Осипов В.А., к.т.н.	(Сумы)
Борисевич В.К., д.т.н.	(Харьков)	Орлов П.А., д.э.н.	(Харьков)
Воробьев Ю.С., д.т.н.	(Харьков)	Пермяков А.А., д.т.н.	(Харьков)
Гапонов В.С., д.т.н.	(Харьков)	Попов А.Е., д.э.н.	(Харьков)
Евстратов В. А., д.т.н.	(Харьков)	Савченко Н.Ф., к.т.н.	(Харьков)
Ерошин С.С., д.т.н.	(Луганск)	Свиричев В.И., д.т.н.	(Пермь)
Карпушенко В.П., к.э.н.	(Харьков)	Скобло Т.С., д.т.н.	(Харьков)
Королев А.В., д.т.н.	(Саратов)	Сизый Ю.А., д.т.н.	(Харьков)
Крюк А.Г., к.т.н.	(Харьков)	Степанов М.С., д.т.н.	(Харьков)
Лавриненко В.И., д.т.н.	(Киев)	Тернюк Н.Э., д.т.н.	(Харьков)
Лебедев В.Г., д.т.н.	(Одесса)	Тимонин А.М., к.э.н.	(Харьков)
Макаров В.Ф., д.т.н.	(Пермь)	Тимофеева Л.А., д.т.н.	(Харьков)
Марчук В.И., д.т.н.	(Луцк)	Ткачук Н.А., д.т.н.	(Харьков)
Матюха П.Г., д.т.н.	(Донецк)	Усов А.В., д.т.н.	(Одесса)
Наддачин В.Б., к.т.н.	(Одесса)	Худобин Л.В., д.т.н.	(Ульяновск)
Новоселов Ю.К., д.т.н.	(Севастополь)	Шкурупий В.Г., к.т.н.	(Харьков)
Новиков С.Г., к.т.н.	(Курск)	Ястремская Е.Н., д.э.н.	(Харьков)

Труды воспроизводятся непосредственно с авторских оригиналов.

# 1. НАУЧНЫЕ КОНЦЕПЦИИ РАЗВИТИЯ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ, МЕХАНИЧЕСКОЙ И ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

УДК 621.923

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

**Новиков Ф.В.**, докт. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет),

**Жовтобрюх В.А.** (ООО Технический Центр “ВариУс”, Днепрпетровск)

*Analytically determined by heat balance and the cutting temperature, which arises in conventional shear plane of the material on the front and back surfaces of the cutting tool due to its friction with the material being treated*

**Введение и постановка задачи.** При резании конструкционных материалов качество обработки и стойкость инструмента, как правило, обусловлены температурным фактором. Поэтому изучению температуры резания и условий ее уменьшения постоянно уделяется большое внимание [1, 2]. Разработаны аналитические методы определения температуры резания, однако они требуют численных расчетов для частных условий обработки, что затрудняет общий анализ закономерностей формирования теплового баланса и температуры резания. Вместе с тем, предложенный в работах [3, 4] теоретический подход к расчету параметров силовой напряженности процесса резания открывает новые возможности оценки баланса тепла и температуры резания и определения условий ее уменьшения.

**Цель работы** – расчет и сравнение температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях режущего инструмента в результате его трения с обрабатываемым материалом.

**Основное содержание работы.** Первоначально рассмотрим процесс трения на передней поверхности инструмента (рис. 1,а). Для этого установим зависимость плотности теплового потока  $q_1$  (действующего на передней поверхности инструмента), которая определяет температуру резания. С целью упрощения расчетов рассмотрим резец с нулевым передним углом  $\gamma$ . Мощность теплового потока, действующего на передней поверхности резца, равна

$$W = P_y \cdot V_1, \quad (1)$$

где  $P_y = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot v}{tg 2\beta \cdot tg \beta}$  – радиальная составляющая силы резания, Н [3];  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $a, v$  – толщина и ширина среза, м;  $\beta = 45^\circ + 0,5 \cdot (\gamma - \psi)$  – условный угол сдвига обрабатываемого материала (формула проф. Зворыкина К.А., рис. 1,б);  $\psi$  – условный угол трения на передней поверхности инструмента, град ( $tg \psi = f$  – коэффициент

трения);  $tg2\beta = P_z / P_y = 1/f$  (для условия  $\gamma=0$ );  $P_z$  – тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $V_1$  – скорость сходящей стружки, м/с.

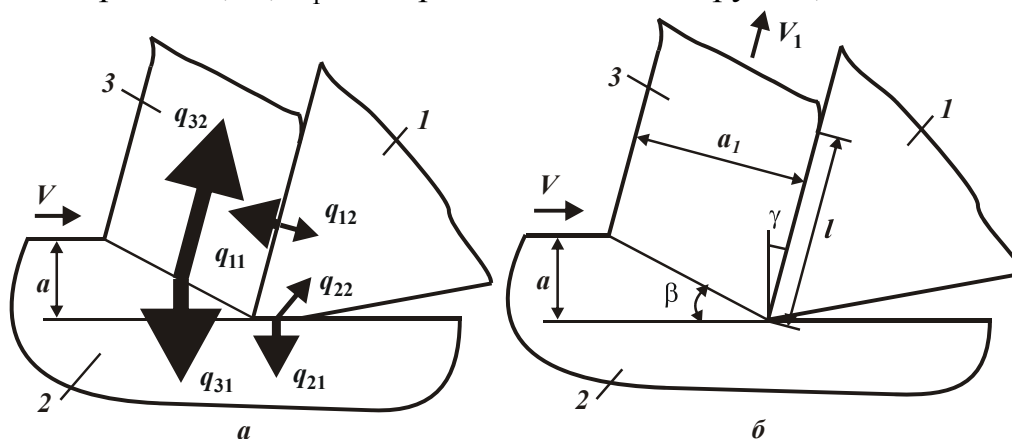


Рис. 1. Распределение тепловых потоков при резании (а) и расчетная схема параметров процесса стружкообразования (б): 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка.

Скорость  $V_1$  определяется из условия неразрывности (сплошности) обрабатываемого материала, превращаемого в стружку:  $V \cdot a = V_1 \cdot a_1$ , где  $a_1$  – толщина стружки, м;  $V$  – скорость резания, м/с. Откуда  $V_1 = \frac{V}{\xi}$ , где  $\xi = \frac{a_1}{a}$  – коэффициент усадки стружки, определяется по формуле профессора Тиме:

$tg\beta = \frac{\cos\gamma}{\xi - \sin\gamma}$ , тогда  $\xi = \frac{\cos\gamma}{tg\beta} + \sin\gamma$ . Преобразуя данную формулу, окончательно получим  $\xi = \frac{\sin(\beta + \psi)}{\sin\beta}$ . Для  $\gamma = 0$ , имеем  $\xi = \frac{1}{tg\beta}$ . Тогда  $V_1 = V \cdot tg\beta$ ;

$W = \sigma_{сж} \cdot f \cdot Q$ , где  $Q = a \cdot v \cdot V$  – производительность обработки, м<sup>3</sup>/с.

Мощность теплового потока  $W$  вполне однозначно определяется производительностью обработки  $Q$ , а также параметрами  $\sigma_{сж}$  и  $f$ , характеризующими физико-механические свойства обрабатываемого и инструментального материала. Плотность теплового потока на передней поверхности резца равна

$$q_1 = \frac{W}{F} = \frac{\sigma_{сж} \cdot f \cdot a \cdot V}{l}, \quad (2)$$

где  $F = l \cdot v$  – площадь контакта стружки с передней поверхностью резца, м<sup>2</sup>;  $l$  – длина контакта стружки с передней поверхностью резца, м.

Уменьшить  $q_1$  можно уменьшением параметров  $a$ ,  $V$  и увеличением  $l$ .

Зная плотность теплового потока  $q_1$ , определим температуру резания, возникающую на передней поверхности резца для  $\gamma=0$ . Очевидно, часть тепла, образующегося в процессе трения стружки с передней поверхностью резца, будет уходить в тело резца, а оставшаяся часть тепла – в стружку. Под действием постоянного теплового потока плотностью  $q_1$ , в теле резца будет формироваться установившийся во времени тепловой процесс, характеризующийся постоянной температурой на передней поверхности резца. Если рассматривать ре-

жущую часть резца в виде прямолинейной пластины, то и на задней стороне пластины (параллельной передней поверхности резца) будет поддерживаться постоянная температура, равная температуре окружающей среды.

В работе [4] приведено теоретическое решение о распределении температуры в прямолинейной пластине высотой  $H$  и шириной  $L$  от действия на нее

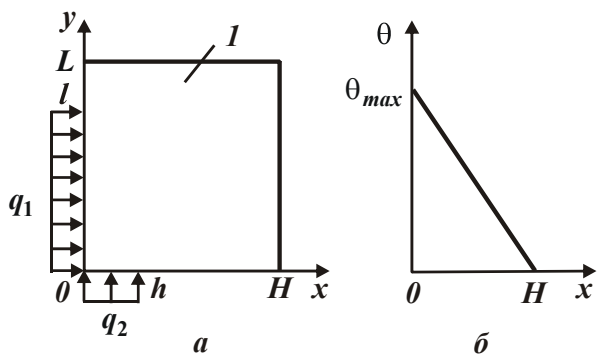


Рис. 2. Расчетная схема температуры резания, возникающей на передней и задней поверхностях режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры  $\theta$  вдоль координаты  $x$  (б): 1 – пластина режущего инструмента.

Установим характер распределения температуры в образующейся стружке. Для этого условно разобьем ее на множество элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время  $\tau$  контакта с передней поверхностью резца (рис. 3). В работе [4] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне при действии на его торец в течение времени  $\tau$  теплового потока с постоянной плотностью  $q_1$ .

Максимальная температура достигается на торце стержня и равна

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_m}; \quad (4)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m \cdot \tau}{c_m \cdot \rho_m}}, \quad (5)$$

где  $l_2$  – глубина проникновения тепла в адиабатический стержень, м;  $\lambda_m$  – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);  $c_m$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);  $\rho_m$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>.

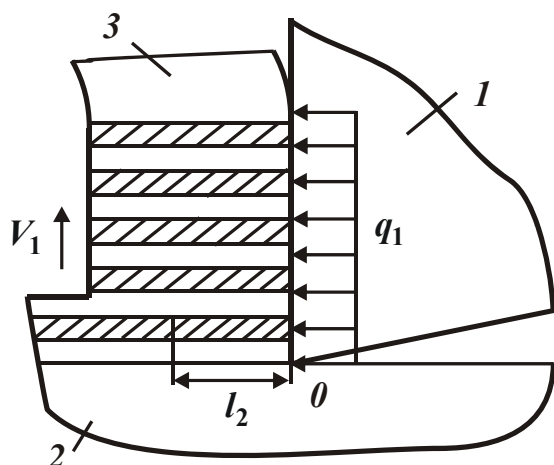


Рис. 3. Расчетная схема температуры в образующейся стружке: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка.

Применим полученное решение для определения значений плотности теплового потока  $q_{12}$  и  $q_{11}$ , определяющих температуру режущей части резца (пластины) и образующейся стружки. Для этого сравним значения максимальной температуры  $\theta_{max}$ , описываемой зависимостями (3) и (4), рассматривая в первом случае плотность теплового потока, равной  $q_{12}$ , а во втором случае – равной  $q_{11}$ , где  $q_{12} = q_1 - q_{11}$ . Тогда зависимости (3) и (4) примут вид

$$\theta_{max1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_u}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_m}. \quad \text{Из условия } \theta_{max1} = \theta_{max2}, \quad \text{имеем}$$

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_1}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{H} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}.$$

Очевидно,  $H > l_2$ , тогда плотность теплового потока  $q_{11}$  будет незначительно отличаться от суммарной плотности теплового потока, действующего на передней поверхности резца. Из этого вытекает, что основная часть тепла, образующегося в результате трения стружки с передней поверхностью резца, уходит собственно в стружку, а в инструмент уходит весьма незначительная часть тепла. Это подтверждается известными экспериментальными данными, согласно которым, например, при точении стали в стружку уходит наибольшее количество тепла, а в режущий инструмент – наименьшее количество тепла.

В общем случае температура резания  $\theta_{max2}$  зависит от параметров  $H$  и  $l_2$ . Чем они больше, тем больше  $\theta_{max2}$ . Поскольку  $H > l_2$ , то вторым слагаемым в знаменателе зависимости можно пренебречь, и она принимает вид

$$\theta_{max2} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_m}. \quad \text{Величина } l_2 \text{ определяется зависимостью (5). Входящее в нее}$$

время  $\tau$  контакта стружки с передней поверхностью резца равно  $\tau = l/V_1$ . В работе [3] установлено, что  $tg\beta = \sigma_{сж} / \sigma$ , где  $\sigma$  – условное напряжение реза-

ния, Н/м<sup>2</sup>. Тогда  $V_1 = \frac{V}{\xi} = V \cdot tg\beta = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma}$ ;  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{l}{V} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{сж}}}$ . Соответственно

$$\theta_{max2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{V}{l} \cdot \sigma \cdot \sigma_{сж}}. \quad (6)$$

Уменьшить температуру резания  $\theta_{max2}$ , согласно зависимости (6), можно уменьшением толщины среза  $a$ , коэффициента трения стружки с передней поверхностью инструмента  $f$ , скорости резания  $V$ , условного напряжения резания  $\sigma$  и увеличением длины контакта стружки с передней поверхностью резца  $l$ . Однако, как отмечалось выше, длина  $l$  зависит от толщины среза  $a$ : чем больше  $a$ , тем больше  $l$ .

В работе [5] получены аналитические зависимости для определения параметров  $l$  и  $\sigma$ :

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\cos \psi}; \quad \sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}. \quad (7)$$

Подставляя их в зависимость (6), имеем

$$\theta_{max2} = \sigma_{сж} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (8)$$

Следовательно, температура резания  $\theta_{max2}$  на передней поверхности инструмента определяется параметрами режима резания  $a$ ,  $V$ , коэффициентом трения  $f$  стружки с передней поверхностью инструмента и пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала  $\sigma_{сж}$ . Чем больше эти параметры, тем больше температура резания  $\theta_{max2}$ . Наибольшее влияние на температуру резания  $\theta_{max2}$  оказывают коэффициент трения  $f$  стружки с передней поверхностью инструмента и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала  $\sigma_{сж}$ , т.е., по сути, марка обрабатываемого материала.

Зависимость для определения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_2$  с учетом зависимости (7) принимает вид

$$l_2 = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{a}{V} \cdot \sqrt{1 + f^2}}. \quad (9)$$

Из зависимости (9) вытекает, что уменьшить глубину проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_2$  можно за счет уменьшения толщины среза  $a$ , коэффициента трения  $f$  на передней поверхности инструмента и увеличения скорости резания  $V$ . Исходя из зависимости (8), увеличение  $V$  приводит к увеличению температуры резания  $\theta_{max2}$  на передней поверхности инструмента и соответственно температуры на поверхности стружки. Следовательно, чем больше скорость резания  $V$ , тем больше нагревается трущаяся с инструментом поверхность стружки, однако глубина проникновения тепла в стружку меньше.

Определим тепловой баланс и температуру, возникающую на задней поверхности режущего инструмента, в результате его трения с обрабатываемым материалом. Предположим, что в процессе резания на задней поверхности инструмента образовалась площадка износа длиной  $h$ . Очевидно, в результате ее трения с обрабатываемым материалом будет выделяться тепло, уходящее в обрабатываемый материал и инструмент. Можно предположить, что на данной площадке износа действует установившийся тепловой поток с постоянной плотностью  $q_2$ , который определяет установившийся во времени тепловой процесс в режущей части инструмента. Если рассматривать в первом приближении режущую часть инструмента в виде прямоугольной пластинки шириной  $h$  и высотой  $L$  (рис. 4,а), то согласно известному решению [4], распространение тепла вдоль пластинки подчиняется линейному закону (рис. 4,б). Мак-



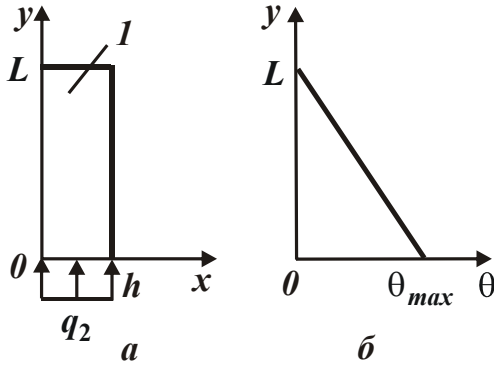


Рис. 4. Расчетная схема температуры резания, возникающей на задней поверхности режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры  $\theta$  вдоль координаты  $y$  (б).

симальная температура достигается при условии  $y=0$  и равна  $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_u}$ , где

$$q_2 = \frac{W_0}{h \cdot \epsilon} = \frac{f \cdot P_{ymp} \cdot V}{h \cdot \epsilon} = f \cdot HV \cdot V;$$

$W_0 = P_{zmp} \cdot V$  – мощность теплового потока, Вт;  $P_{zmp} = f \cdot P_{ymp}$ ;  $P_{zmp}, P_{ymp}$  – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы трения на задней поверхности инструмента, Н;  $\epsilon$  – ширина резания, м;  $HV$  – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м<sup>2</sup>.

Установим характер распределения температуры в обрабатываемом материале. С этой целью условно поверхностный

слой обработанной детали представим набором множества элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время  $\tau$  контакта с площадкой износа (длиной  $h$ ) на задней поверхности резца. Выше показано, что в работе [4] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне при действии на его торец в течение времени  $\tau$  теплового потока с постоянной плотностью  $q_2$ . Установлено также, что максимальная температура резания

$$\theta_{max} \text{ достигается на торце стержня и равна } \theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}, \text{ где } l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \tau}.$$

Установим значения плотности теплового потока  $q_{22}$  и  $q_{21}$ , определяющие температуру режущей части резца (пластины) и обрабатываемого материала. Для этого сравним значения  $\theta_{max}$ , описываемые зависимостями  $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_u}$

и  $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}$ , рассматривая в первом случае плотность теплового потока, равной  $q_{22}$ , а во втором случае – равной  $q_{21}$ , где  $q_{22} = q_2 - q_{21}$ . Тогда

$$\theta_{max1} = \frac{(q_2 - q_{21}) \cdot L}{\lambda_u}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_{21} \cdot l_2}{\lambda_m}. \text{ Из условия } \theta_{max1} = \theta_{max2}, \text{ получим}$$

$$q_{21} = q_2 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{L} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_2}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{L} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}.$$

В данном случае  $L > l_2$ , поэтому плотность теплового потока  $q_{21}$  будет незначительно отличаться от  $q_2$ . Из этого вытекает, что основная часть тепла уходит в обрабатываемый материал, а в инструмент уходит небольшая часть

тепла. Как видно, температура зависит от параметров  $L$  и  $l_2$ . Поскольку  $L > l_2$ , то вторым слагаемым в знаменателе можно пренебречь, и зависимость принимает вид  $\theta_{max2} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}$ . С учетом  $\tau = h/V$ , имеем  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{h}{V}}$ , где  $h$  – длина площадки износа на задней поверхности резца, м. Тогда

$$\theta_{max2} = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (10)$$

Уменьшить температуру резания  $\theta_{max2}$ , согласно зависимости (10), можно уменьшением параметров  $f, HV, h$  и скорости резания  $V$ .

Данная зависимость аналогична зависимости (8), рассматривая в ней вместо толщины среза  $a$  длину площадки износа на задней поверхности инструмента  $h$ . Поэтому количественное отличие значений температуры резания  $\theta_{max2}$ , рассчитанных по зависимостям (8) и (10), будет определяться различием значений  $a$  и  $h$ , а также значений  $HV$  и  $\sigma_{сж}$ . Как известно, для конструкционных закаленных сталей отношение  $HV / \sigma_{сж} \approx 3$ . Следовательно, при условии  $a = h$  температура резания, возникающая на задней поверхности инструмента, будет превышать температуру резания, возникающую на передней поверхности инструмента. При условии  $a > h$ , наоборот, температура резания, возникающая на задней поверхности инструмента, будет меньше температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента. Очевидно, в начальный момент обработки, когда  $h \approx 0$ , температура резания, обусловленная трением задней поверхности инструмента с обработанной поверхностью, будет фактически равна нулю. По мере износа инструмента и увеличения длины площадки износа на задней поверхности инструмента  $h$  температура резания будет увеличиваться и при достижении определенного значения может превысить температуру резания, возникающую на передней поверхности инструмента. Несомненно, увеличение температуры резания на задней поверхности инструмента будет интенсифицировать его износ и приведет к снижению стойкости инструмента. В связи с этим температуру резания на задней поверхности инструмента необходимо уменьшать. Исходя из зависимости (10), это достигается уменьшением коэффициента трения  $f$  и скорости резания  $V$ .

Определим температуру резания, возникающую в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала. Для этого установим мощность теплового потока  $W_{плоск} = P_{плоск} \cdot V_{плоск}$ , действующего в условной плоскости сдвига (рис.

1), где  $P_{плоск} = P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot v}{\operatorname{tg} \beta} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta)$  – сила, дей-

ствующая в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, Н;  $V_{плоск} = V \cdot \cos \beta$  – скорость сдвига материала в условной плоскости, м/с.

Тогда плотность теплового потока  $q_3$  определится

$$q_3 = \frac{W_{плоск}}{v \cdot c} = \sigma_{сж} \cdot V \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta) \cdot \cos^2 \beta, \quad (11)$$

где  $c = a / \sin \beta$  – длина условной плоскости сдвига материала (рис. 1,б), м.

Поскольку условный угол сдвига материала  $\beta$  изменяется в небольших пределах ( $\beta = 5 \dots 30^\circ$ ), а коэффициент трения  $f$  на передней поверхности инструмента  $f < 0,5$ , то в первом приближении из-за малости второго слагаемого в зависимости (11) им можно пренебречь. Тогда

$$q_3 = \sigma_{сж} \cdot V \cdot \cos^3 \beta. \quad (12)$$

При значениях  $\beta = 5 \dots 30^\circ$  функция  $\cos^3 \beta > 0,65$ . Поэтому фактически  $q_{плоск}$  мало отличается от величины  $\sigma_{сж} \cdot V$ . Сравнивая зависимость (12) с аналогичной зависимостью (2), видно, что плотность теплового потока  $q_3$ , возникающего в плоскости сдвига обрабатываемого материала, больше плотности теплового потока, возникающего на передней поверхности инструмента  $q_1$ .

Определим температуру резания, возникающую в плоскости сдвига обрабатываемого материала. Для этого воспользуемся аналитической зависимостью для определения температуры резания, возникающей в плоскости сдвига обрабатываемого материала [6]:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma \cdot z}{c_m \cdot \rho_m}. \quad (13)$$

Безразмерная величина температуры  $z$  может изменяться в пределах  $0 \dots 1$ . Как установлено, максимальное значение температуры достигается в точке контакта элементарного адиабатического стержня (набором которых условно представлен снимаемый припуск) с вершиной режущего инструмента. Рассмотрим случай  $z = 1$ , при котором температура принимает наибольшее значение. С учетом  $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg} \beta$ , имеем

$$\theta_{max} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (13)$$

Как видно, максимальная температура резания  $\theta_{max}$  однозначно зависит от условного угла сдвига материала  $\beta$ : чем он больше, тем меньше  $\theta_{max}$ .

Сравним значения температур резания, возникающих в плоскости сдвига материала и на передней поверхности инструмента. Для этого зависимость (6), определяющую температуру резания на передней поверхности инструмента, с учетом известной зависимости  $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg} \beta$ , представим в виде

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot U, \quad (14)$$

$$\text{где } U = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot V}{\lambda_m \cdot l} \cdot \operatorname{tg} \beta}.$$

Как видно, зависимость (14) отличается от зависимости (13) наличием безразмерной функции  $U$ . Для ее количественной оценки примем следующие исходные данные: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15) –  $\frac{\lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ; толщина среза –  $a = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ;

скорость резания –  $V = 600 \text{ м/мин} = 10 \text{ м/с}$ ; коэффициент трения на передней поверхности инструмента –  $f = 0,3$ ; условный угол сдвига обрабатываемого мате-

риала  $\beta=30^0$  (соответственно  $tg 30^0=0,577$ ); длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента  $l = 0,4 \cdot 10^{-3}$  м. Расчетами установлено, что безразмерная функция  $U=3$ . Это свидетельствует о том, что температура резания  $\theta_{max}$ , образуемая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, превышает температуру резания, образующуюся в условной плоскости сдвига материала. Следовательно, основная часть тепла уносится стружкой, а в поверхностный слой обрабатываемой детали уходит значительно меньшая часть тепла.

Полученный результат справедлив и в случае сравнения зависимости (13) с обобщенной зависимостью для определения температуры резания на передней поверхности инструмента, представляя ее в виде

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot \frac{tg\beta}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{\cos\beta \cdot \cos\psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot U, \quad (15)$$

где  $U = 0,5 \cdot (1 - tg^2\beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}$  – безразмерная функция.

Как видно, зависимость (15) отличается от зависимости (13) наличием безразмерной функции  $U$ . Для ее количественной оценки рассмотрим принятые выше исходные данные: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15) –  $\frac{\lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с; толщина среза –

$a = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м; скорость резания –  $V = 600$  м/мин = 10 м/с; условный угол трения на передней поверхности инструмента –  $\psi = 30^0$ .

Таблица 1

Расчетные значения безразмерной функции  $U$

$\beta$ , град	10	20	30	45
$U$	8,6	6,9	4,8	0

Из табл. 1 следует, что для реальных значений угла  $\beta=10^0 \dots 30^0$  безразмерная функция  $U$  принимает достаточно большие значения –  $U=8,6 \dots 4,8$ . Следовательно, температура резания  $\theta_{max}$ , образуемая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, значительно превышает температуру резания, образующуюся в условной плоскости сдвига материала.

Полученный результат является отчасти неожиданным, т.к. плотность теплового потока, образующегося в условной плоскости сдвига материала, больше плотности теплового потока, образующегося на передней поверхности инструмента. Поэтому следовало ожидать и большую температуру резания, возникающую в условной плоскости сдвига материала. Однако в действительности все наоборот. С физической точки зрения это связано с тем, что продолжительность  $\tau_*$  сдвига материала в условной плоскости сдвига весьма незначительна. Следовательно, незначительна глубина проникновения тепла в матери-

ал  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \tau_*}$  и температура резания  $\theta_{max} = \frac{q_3 \cdot l_2}{\lambda_m}$ , несмотря на относительно большую плотность теплового потока  $q_3$ , действующего в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала.

Продолжительность контакта сходящей стружки с передней поверхностью инструмента  $\tau \gg \tau_*$ . Соответственно больше и величина  $l_2$ , которая, по сути, и является определяющим фактором в формировании температуры, возникающей на передней поверхности инструмента, поскольку плотность теплового потока, образующегося на передней поверхности инструмента, меньше плотности теплового потока, образующегося в условной плоскости сдвига материала. Поэтому важнейшим условием уменьшения температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента, является уменьшение длины контакта сходящей стружки с передней поверхностью инструмента.

Необходимо отметить, что данное решение справедливо как для  $\gamma=0$ , так и для  $\gamma>0$ , рассматривая в последнем случае  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ . Тогда, уменьшая угол  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , можно реализовать условия  $\beta \rightarrow 45^\circ$  и  $U \rightarrow 0$ . Это открывает

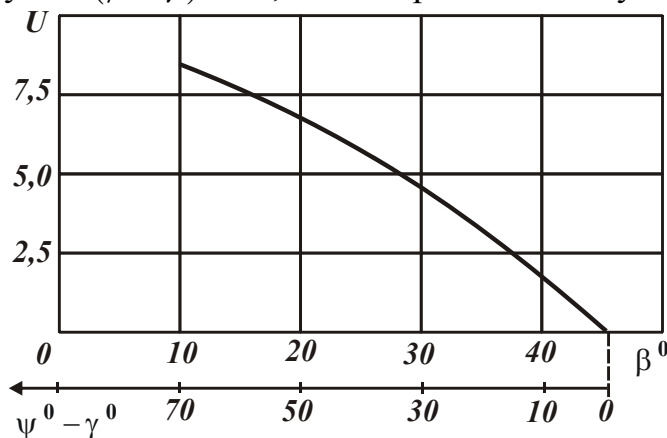


Рис. 5. Зависимость безразмерной функции  $U$  от угла  $\beta$  и разности углов  $(\psi - \gamma)$ .

возможности существенного уменьшения температуры резания, образующейся на передней поверхности инструмента. При относительно небольшом значении  $(\psi - \gamma) < 10^\circ$  температура резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, может превышать температуру резания, образующуюся на передней поверхности инструмента (рис. 5).

Данное решение справедливо при резании “острым” инструментом, когда длина площадки износа на задней поверхности небольшая ( $h \approx 0$ ). По мере увеличения длины площадки износа, согласно зависимости (10), температура резания, образующаяся в результате трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, увеличивается и при определенных условиях достигает температуры резания, образующейся как в плоскости сдвига материала, так и на передней поверхности инструмента (рис. 1). Вследствие этого в обрабатываемую деталь будет уходить приблизительно такое же количество тепла, как и в образующуюся стружку, что приведет к образованию на обрабатываемой поверхности прижогов и других температурных дефектов. Кроме того, вследствие снижения механических свойств инструментального материала (главным образом его твердости) от действия температурного фактора будет происходить интенсивный износ инструмента, проявляющийся в снижении его стойкости. Таким образом

теоретически установлено, что температуры резания, образующиеся на передней и задней поверхностях инструмента, как правило, выше температуры резания, образующейся в условной плоскости сдвига материала. Этим, собственно, и объясняется основная причина снижения стойкости режущего инструмента в процессе обработки.

**Выводы.** 1. Аналитически определена температура резания, возникающая в плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях режущего инструмента в результате его трения с обрабатываемым материалом.

2. Произведена оценка баланса тепла при резании материалов и установлено, что в режущий инструмент уходит наименьшее количество тепла, а в образующуюся стружку – наибольшее количество тепла.

3. Обоснованы условия уменьшения температуры резания и соответственно повышения качества обработки и стойкости инструмента, состоящие в снижении коэффициента трения и интенсивности износа инструмента на задней поверхности. Сформулированы направления дальнейших исследований.

**Список литературы:** 1. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. 2. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова, А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с. 5. Кленов О.С. Расчет и исследование параметров силовой напряженности процессов механической обработки материалов / О.С. Кленов // Вісн. Харків. нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ. – 2007. – Вип. 61. – С. 231-238. 6. Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С.М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с.

**УДК 621.923**

## **ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ПРЕРЫВАНИЯ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ**

**Новиков Ф.В.**, докт. техн. наук

*(Харьковский национальный экономический университет)*

**Полянский В.И.** (ООО "Империя Металлов", Харьков)

*Theoretically, the optimal conditions for the grinding of the basic criteria of the smallest processing time subject to the limitation of temperature grinding*

**Введение и постановка задачи.** При изготовлении ответственных деталей гидроагрегатов авиационного назначения из труднообрабатываемых материалов возникают проблемы повышения качества и производительности обработки. Их решение требует применения современных методов абразивной и лезвийной обработки (в особенности шлифования), обеспечивающих снижение

силовой и тепловой напряженности процесса резания [1, 2, 3]. Для обоснования условий их эффективного использования и выбора оптимальных режимов шлифования важно знать физические закономерности формирования параметров качества обработки под воздействием теплового фактора.

**Цель работы** – определение оптимальных условий шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования.

**Результаты исследований.** Температура при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга с постоянной скоростью  $V_{рез}$ , определяется зависимостью [4]:

$$\theta_{max} = \frac{q_0 \cdot a}{\lambda} \cdot \sqrt{2 \cdot \Delta\tau} = 1,414 \cdot a \cdot \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\Pi^2}{\Delta\tau}}, \quad (1)$$

где  $q_0 = \sigma \cdot V_{рез}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup> (энергоемкость обработки, Дж/м<sup>3</sup>);  $V_{рез} = \Pi / \Delta\tau$ ;  $\Pi$  – величина снятого припуска за время  $\Delta\tau$ ;  $a^2 = \lambda / (c \cdot \rho)$  – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м<sup>2</sup>/с;  $c$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;  $\rho$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>.

Из (1) определим  $\Delta\tau$  для предельной температуры шлифования  $\theta_{max_0}$ :

$$\Delta\tau = \left( \frac{1,414 \cdot a \cdot \sigma \cdot \Pi}{\lambda \cdot \theta_{max_0}} \right)^2. \quad (2)$$

Как видно, уменьшить основное время обработки  $\Delta\tau$  можно уменьшением параметров  $\sigma$ ,  $\Pi$  и увеличением  $\theta_{max_0}$ . Очевидно, для заданных значений  $\Pi$  и  $\theta_{max_0}$  уменьшить  $\Delta\tau$  можно исключительно за счет уменьшения энергоемкости обработки  $\sigma$  путем повышения режущей способности круга и уменьшения интенсивности трения в зоне шлифования.

Из зависимости (2) вытекает еще один путь уменьшения  $\Delta\tau$  – это уменьшение параметра  $\Pi$  за счет удаления снимаемого припуска частями (разбивая припуск  $\Pi$  на  $n$  частей и обеспечивая периодическое прерывание процесса шлифования). Так, рассматривая в (2) вместо  $\Pi$  параметр  $\Pi/n$ , имеем

$$\Delta\tau_n = \left( \frac{1,414 \cdot a \cdot \sigma \cdot \Pi}{\lambda \cdot \theta_{max_0} \cdot n} \right)^2. \quad (3)$$

Как видно, с увеличением  $n$  основное время обработки  $\Delta\tau_n$  существенно уменьшается. Однако, для реализации данной закономерности необходимо обеспечить полное охлаждение обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. В противном случае данная закономерность выполняться не будет и температура шлифования  $\theta_{max}$  с каждым последующим прерыванием процесса шлифования будет увеличиваться, что нивелирует эффект обра-

ботки. Это вытекает из зависимости (1), рассматривая в ней вместо  $\Delta\tau$  время  $\Delta\tau_n$ , определяемое зависимостью (3):

$$\theta_{max} = n \cdot \theta_{max_0} . \quad (4)$$

С увеличением количества прерываний процесса шлифования  $n$  температура шлифования  $\theta_{max}$  пропорционально увеличивается (рис. 1). Следовательно, эффект обработки, связанный с прерывистостью процесса шлифования, как показано выше, может быть реализован лишь при условии полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса. При неполном (частичном)

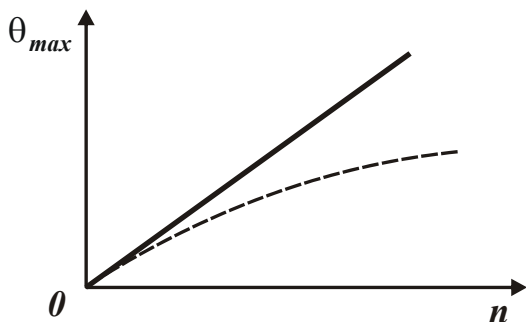


Рис. 1. Зависимость  $\theta_{max}$  от  $n$ .

охлаждении обрабатываемой детали температура шлифования  $\theta_{max}$  с увеличением  $n$  также будет увеличиваться, однако с меньшей интенсивностью (на рис. 1 показано штриховой линией). Поэтому задача оптимизации условий обработки состоит, во-первых, в определении количества прерываний процесса шлифования  $n$ , при которых обеспечивается полное охлаждение обрабатываемой детали в период прерывания про-

цесса. Во-вторых, в определении количества прерываний процесса шлифования  $n$ , при которых происходит ее частичное охлаждение, но температура шлифования не превышает предельного значения. Очевидно, и в первом, и во втором случае трудно обеспечить условия охлаждения детали. Поэтому вполне возможно, что температура шлифования будет превышать предельные значения и приводить к образованию прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности.

Чтобы этого не допустить и гарантированно обеспечить высокое качество обработки, необходимо, во-первых, с определенным запасом устанавливать количество прерываний процесса шлифования  $n$ , а, во-вторых, съём заданного припуска производить за одно прерывание процесса (рис. 2). В этом случае, естественно, основное время обработки будет наибольшим, но будет гарантировано обеспечиваться высокое качество обработки. Скорость  $V_{рез}$  будет наименьшей, также как наименьшей будет и производительность обработки  $Q = V_{рез} \cdot S$ , где  $S$  — площадь поперечного сечения обрабатываемой прямолинейной детали. Следовательно, для обеспечения высокого качества обработки необходимо уменьшать производительность обработки.

Для количественной оценки данных решений получим аналитическую зависимость для определения температуры шлифования с учетом периодического нагревания и охлаждения обрабатываемого образца. Предположим, что в течение времени  $\tau_1$  на торце прямолинейного образца действует тепловой поток с постоянной плотностью  $q_0$ , и образец нагревается, а в течение времени  $\tau_2$  происходит его охлаждение ( $q_0 = 0$ ). Далее, процесс нагревания и охлаждения обрабатываемого образца периодически повторяется в соответствии со схемой, по-



казанной на рис. 3. С физической точки зрения это означает, что на образец периодически действуют тепловые импульсы с плотностью  $q_0$ .

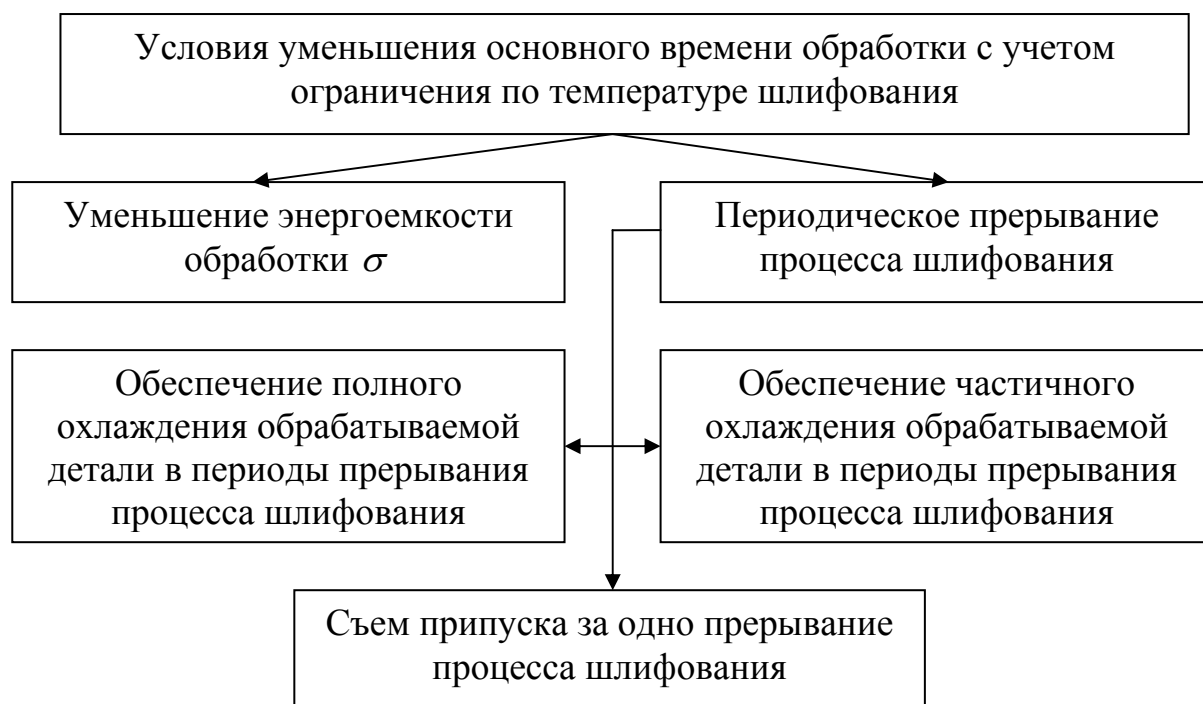


Рис. 2. Структурная схема условий уменьшения основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования.

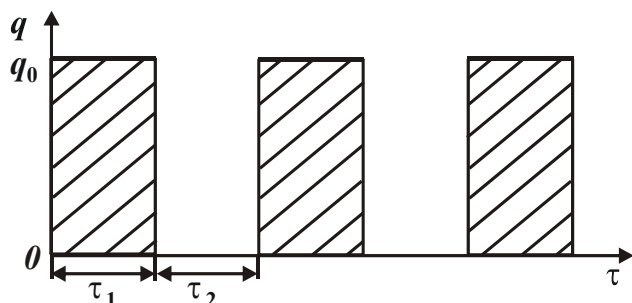


Рис. 3. Схема действия тепловых импульсов на обрабатываемый образец.

Уравнение баланса тепла в течение времени  $\tau_1 + \tau_2$  выражается

$$Q_1 - Q_2 = \Delta Q_1, \quad (5)$$

где  $Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \tau_1$  – количество тепла, вошедшее в образец в течение времени  $\tau_1$  от действия теплового потока с плотностью  $q_0$ , Дж;  $S$  – площадь поперечного сечения образца,  $\text{м}^2$ ;  $Q_2 = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot S \cdot \tau_2$  – количество

тепла, выделившееся из образца за время  $\tau_2$  при его охлаждении, Дж;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;  $\theta$  – температура нагревания образца за время  $\tau_1$ , К;  $\theta_0$  – температура образца после его охлаждения (в течение времени  $\tau_2$ ), К;  $\Delta Q_1$  – количество тепла, оставшееся в образце после охлаждения, Дж.

Величину  $\Delta Q_1$ , аналогично величине  $Q_1$ , выразим  $\Delta Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \Delta \tau_1$ , где  $\Delta \tau_1$  – время нагревания образца до температуры  $\theta_0$ , с. Тогда (5) примет вид

$$q_0 \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1) = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2. \quad (6)$$

С учетом зависимости (1), представленной в виде

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1), \quad (7)$$

определим  $\Delta\tau_1$ :

$$\Delta\tau_1 = \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2. \quad (8)$$

Максимальная температура образца после его охлаждения будет равна

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta\tau_1} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (9)$$

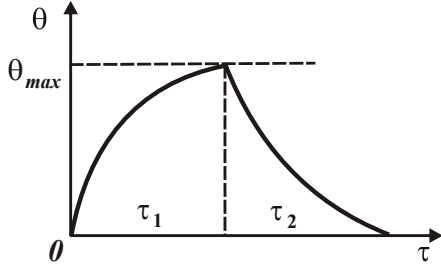


Рис. 4. Зависимость  $\theta$  от  $\tau$ .

После охлаждения образца его максимальная температура меньше, чем до охлаждения ( $\tau_2 = 0$ ):

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_1}. \quad (10)$$

При условии  $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$  температура

$\theta_0$ , описываемая (9), равна нулю. Это означает,

что количество тепла, вошедшее в обрабатываемый образец за время  $\tau_1$ , и вышедшее из образца за время  $\tau_2$ , одинаковы (рис. 4).

Выразим в (9) и (10):  $q_0 = \sigma \cdot V_{рез}$  [4], где  $V_{рез} = \Pi / \tau_1$ , тогда

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left( \frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}; \quad \theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{\tau_1}}.$$

После действия на образец второго теплового импульса (т.е. в момент времени  $2 \cdot \tau_1 + \tau_2$ , рис. 3) температура  $\theta$  в соответствии с (10) выразится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\Delta\tau_1 + \tau_1)} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left( 2 \cdot \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (11)$$

После охлаждения образца в момент времени  $2 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$  (рис. 3) температура  $\theta_0$ , аналогично зависимости (10), определится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta\tau_2}. \quad (12)$$

Для определения  $\Delta\tau_2$  составим уравнение, аналогичное уравнению (6):

$$q_0 \cdot [(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2] = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2. \quad (13)$$

С учетом зависимости (7), представленной в виде

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot [(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2], \text{ установим } \Delta\tau_2:$$

$$\Delta\tau_2 = (\Delta\tau_1 + \tau_1) - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 2 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 2 \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right). \quad (14)$$

Подставляя зависимость (14) в (12), температура  $\theta_0$  определится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot 2 \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}.$$

После действия на образец 3-го теплового импульса (т.е. в момент времени  $3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ , рис. 3) температура  $\theta$ , аналогично зависимости (11), выразится

$$\theta = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\Delta\tau_2 + \tau_1)} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left( 3 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}.$$

После охлаждения образца в момент времени  $3 \cdot \tau_1 + 3 \cdot \tau_2$  (рис. 3) температура  $\theta_0$  опишется  $\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta\tau_3}$ .

Время  $\Delta\tau_3$  определяется из уравнения, аналогичного уравнению (13):

$$q_0 \cdot [(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3] = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2.$$

С учетом зависимости  $(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot [(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3]$ , имеем

$$\Delta\tau_3 = (\Delta\tau_2 + \tau_1) - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 3 \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right). \quad (15)$$

С учетом зависимости (15) температура  $\theta_0$  определится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot 3 \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (16)$$

Аналогично можно определить время  $\Delta\tau_n$  и температуру  $\theta_0$  после действия  $n$ -го теплового импульса и охлаждения обрабатываемого образца:

$$\Delta\tau_n = n \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right); \quad (17)$$

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot n \cdot \left( \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (18)$$

Максимальная температура  $\theta_{max}$  после действия  $n$ -го теплового импульса с учетом соотношения  $q_0 = \sigma \cdot V_{рез} = \sigma \cdot (\Pi / m \cdot \tau_1)$  определится

$$\theta_{max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{m^2 \cdot \tau_1^2} \left( n \cdot \tau_1 - (n-1) \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (19)$$

Из зависимости (18) вытекает, что при заданном значении плотности теплового потока  $q_0$  температура  $\theta_0$  с увеличением количества тепловых импульсов  $n$  непрерывно увеличивается (рис. 5,а).

При условии  $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$  температура  $\theta_0$  равна нулю независимо от

количества тепловых импульсов  $n$ . Это означает, что характер изменения температуры шлифования  $\theta$  подчиняется зависимости, графически показанной на

рис. 5,б. В этом случае количество тепла, входящего в обрабатываемый образец за время действия теплового импульса  $\tau_1$ , равно количеству тепла, выходящего из образца за время его охлаждения за время  $\tau_2$ .

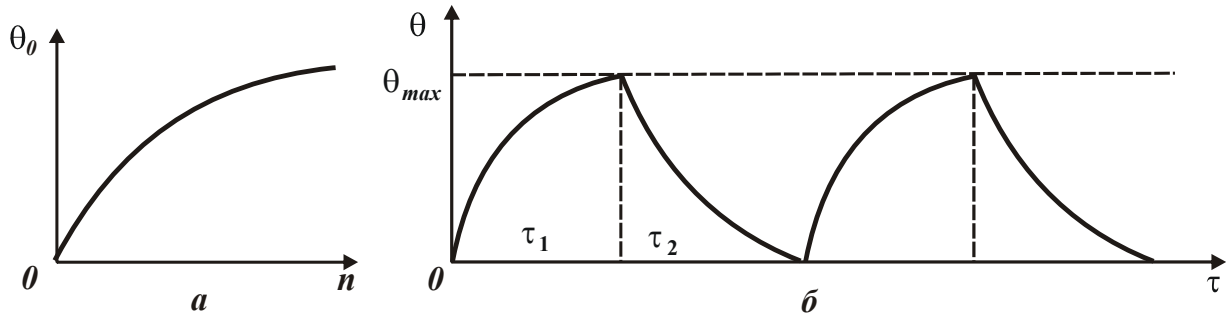


Рис. 5. Характер изменения температуры  $\theta_0$  от количества тепловых импульсов  $n$  (а) и температуры шлифования  $\theta$  от времени  $\tau$  (б).

С учетом  $q_0 = \sigma \cdot V_{рез} = \sigma \cdot (\Pi / m \cdot \tau_1)$  зависимость (16) примет вид

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{n}{m^2} \cdot \left( \frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}, \quad (20)$$

где  $m$  – количество разбиений припуска  $\Pi$  на части.

Количество тепловых импульсов  $n \leq m$ . При  $n = m$  зависимость (20) равна

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{m} \cdot \left( \frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}. \quad (21)$$

С увеличением количества разбиений припуска  $\Pi$  на части  $m$  температура  $\theta_0$  уменьшается. При условии  $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$  температура  $\theta_0$  равна нулю

независимо от количества тепловых импульсов  $m$ , т.е. характер изменения температуры шлифования  $\theta$  с увеличением  $n$  подчиняется закономерности, графически показанной на рис. 5,а.

Из зависимости (21) вытекают три основных условия уменьшения температуры  $\theta_0$ . Первое условие состоит в уменьшении энергоемкости обработки  $\sigma$ . Второе условие состоит в увеличении количества разбиений припуска  $\Pi$  на части  $m$ , а третье – в обеспечении равенства слагаемых подкоренного выражения  $\frac{1}{\tau_1} = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2}$ . Очевидно, реализация третьего случая предполагает стабили-

зацию во времени (с увеличением  $n$ ) максимального значения температуры  $\theta_{max}$  (рис. 5,б), тогда как в первых двух случаях температура шлифования  $\theta$  с течением времени обработки увеличивается (рис. 5,а), причем, тем интенсивнее, чем меньше время охлаждения обрабатываемого образца  $\tau_2$ . Следовательно, добиться уменьшения температуры  $\theta_0$  можно повышением режущей способности шлифовального круга и снижением интенсивности трения в зоне шлифования, применением многопроходного шлифования и обеспечением

условий полного или частичного охлаждения обрабатываемого образца в периоды прерывания процесса шлифования.

Определим наименьшее основное время обработки  $\tau$  с учетом ограничения по максимальной температуре шлифования  $\theta_{max}$  для условий полного и частичного охлаждения обрабатываемого образца в период прерывания процесса шлифования. Первоначально рассмотрим случай полного охлаждения обрабатываемого образца, когда  $\theta_0=0$ . Тогда, исходя из (21), имеем  $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ .

Основное время обработки  $\tau$  в общем случае определяется

$$\tau = m \cdot \tau_1 + (m-1) \cdot \tau_2 = m \cdot \tau_1 + (m-1) \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2}} \cdot \tau_1. \quad (22)$$

Время  $\tau_1$  определяется из (17) для  $n=1$ :  $\tau_1 = \left( \frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{max} \cdot m} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}$ .

Соответственно зависимость (22) примет вид

$$\tau = \left( \frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{max}} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{m} + \left( \frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{max}} \right) \cdot \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{(m-1)}{m}. \quad (23)$$

Из зависимости (23) вытекает, что основное время обработки  $\tau$  тем меньше, чем меньше величина  $\left( \frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{max}} \right)$  и больше количество прерываний процесса шлифования  $m$  и коэффициент теплоотдачи  $\alpha$ . В табл. 1 приведены расчетные значения параметров  $\tau_1$ ,  $\tau_2$ ,  $\tau_1/\tau_2$  (соответственно  $\tau_2/\tau_1$ ) и  $\tau$  для различных значений  $\sigma=10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $0,707 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $0,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $0,354 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $0,25 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup> и исходных данных:  $\rho=14,5 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>;  $c=40$  кал/(кг·град);  $\lambda=14$  кал/(м·с·град);  $\alpha=10^4$  кал/(м<sup>2</sup>·с·град);  $\theta_{max}=1000^0$ С;  $\Pi=0,1$  мм;  $\left( \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left( \frac{\theta_{max}}{\sigma} \right)^2 = 7 \cdot 10^{-9}$  м<sup>2</sup>/с;  $\frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25$  с<sup>-1</sup>;  $\tau_2 = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2}} \cdot \tau_1$ .

Таблица 1  
Расчетные значения основных параметров обработки (для  $\sigma=10^5$  Н/мм<sup>2</sup>)

$m$	1	2	3	4	8	16	32	64
$\tau_1, \text{с}$	1,43	0,355	0,158	0,089	0,0222	0,00554	0,00139	0,000347
$\tau_2, \text{с}$	–	0,12	0,08	0,06	0,03	0,015	0,0075	0,00375
$\tau_1/\tau_2$	–	2,96	1,98	1,48	0,74	0,37	0,185	0,092
$\tau_2/\tau_1$	–	0,338	0,505	0,676	1,351	2,7	5,4	10,87
$\tau, \text{с}$	1,43	0,83	0,63	0,535	0,388	0,313	0,277	0,258
$l, \text{м}$	–	10,65	4,74	2,67	0,666	0,166	0,042	0,01

Из табл. 1 следует, что с увеличением  $m$  параметры  $\tau_1$ ,  $\tau_2$ ,  $\tau_1/\tau_2$  и  $\tau$  уменьшаются. Чем меньше  $\sigma$ , тем меньше  $\tau$  и больше  $\tau_2/\tau_1$  (рис. 6). С увеличе-

нием  $m$  время  $\tau$  непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к определенному значению. Исходя из зависимости (23), с учетом  $m \rightarrow \infty$  это значение можно определить по зависимости  $\tau_* = \left( \frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{max}} \right) \cdot \frac{1}{\alpha}$ .

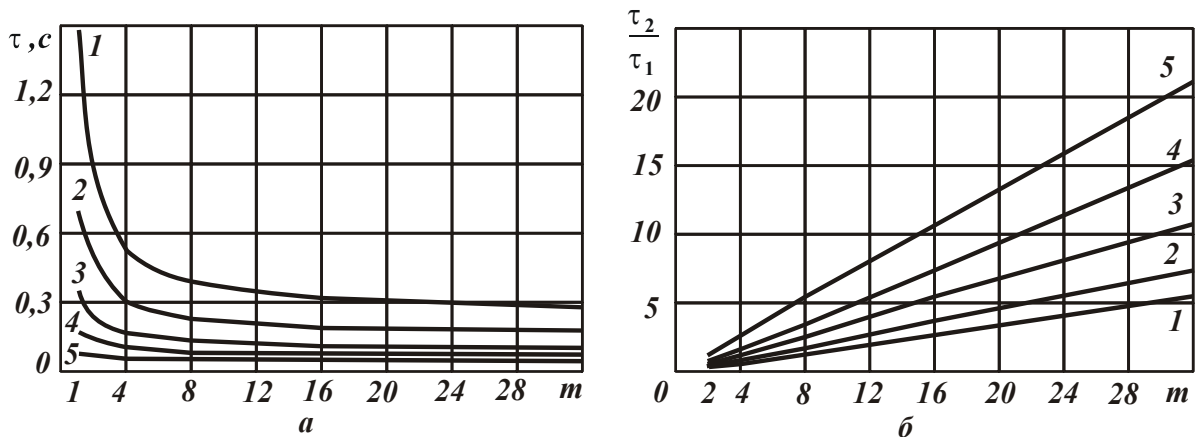


Рис. 6. Зависимости  $\tau$  (а) и  $\tau_2/\tau_1$  (б) от  $m$ : 1 –  $\sigma=10^5$  Н/мм<sup>2</sup>; 2 –  $\sigma=0,707 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>; 3 –  $\sigma=0,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>; 4 –  $\sigma=0,354 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>; 5 –  $\sigma=0,25 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>.

Для  $\sigma=10^5$  Н/мм<sup>2</sup> отношение наибольшего значения  $\tau_1$  и значения  $\tau_*$  равно  $\tau_1/\tau_*=1,42/0,24=5,9$ . Для  $\sigma=0,707 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup> – отношение  $\tau_1/\tau_*=0,71/0,17=4,18$ ; для  $\sigma=0,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup> – отношение  $\tau_1/\tau_*=0,355/0,12=2,96$ ; для  $\sigma=0,354 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup> – отношение  $\tau_1/\tau_*=0,1775/0,085=2,09$ ; для  $\sigma=0,25 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup> – отношение  $\tau_1/\tau_*=0,8875/0,06=1,48$ . Как видно, с уменьшением  $\sigma$  отношение  $\tau_1/\tau_*$  существенно уменьшается, что снижает эффект периодического прерывания процесса шлифования. Необходимо отметить, что данный эффект обработки достигается при условии полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. При частичном охлаждении обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования отношение  $\tau_2/\tau_1$  будет меньше и, в зависимости от времени охлаждения  $\tau_2$ , будет изменяться от значения  $\tau_1/\tau_*$  до единицы. Условие  $\tau_2/\tau_1=1$  выполняется при отсутствии прерывания процесса шлифования и охлаждении обрабатываемой детали.

Определим наименьшее основное время обработки  $\tau$  для условия частичного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. Проведем анализ изменения  $\tau$  для различных значений  $m$ .

Случай  $m=1$ . При съеме припуска  $\Pi$  за одно прерывание процесса шлифования температура  $\theta$  определяется зависимостью (1) и с учетом текущего

времени обработки  $\tau = \Delta\tau$  и  $V_{рез} = \Pi / \tau_1$  описывается  $\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{\tau_1^2} \cdot \tau}$ .

При  $\tau = \tau_1$  температура  $\theta = \theta_{max}$ , тогда  $\tau_1 = \left( \frac{\sigma}{\theta_{max}} \right)^2 \cdot \frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}$ .

В итоге пришли к зависимости (2).

Случай  $m=2$ . При съеме припуска  $\Pi$  за два прерывания процесса шлифования образца  $\theta_{max}$  с учетом  $q_0 = \sigma \cdot V_{рез} = \sigma \cdot \frac{\Pi}{2 \cdot \tau_1}$  определяется зависимостью (19). После первого ( $n=1$ ) прерывания процесса  $\theta_{max}$  описывается

$$\theta_{max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1}}. \quad (24)$$

Максимальная температура шлифования  $\theta_{max}$  после 2-го прерывания ( $n=2$ ) процесса определяется преобразованной зависимостью (24):

$$\theta_{max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1^2} \cdot (\tau_1 + \Delta\tau_1)} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1} \cdot \left(1 + \frac{\Delta\tau_1}{\tau_1}\right)}. \quad (25)$$

Здесь время  $\tau_1$  определяет время съема припуска  $\Pi/2$ , а время  $\Delta\tau_1$  выражается (8). Соответственно после 1-го прерывания процесса и охлаждения образца температура  $\theta_0$ , определяемая (21) после преобразований выразится

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1} \cdot \Delta\tau_1}. \quad (26)$$

Задавая значения  $\theta_{max}$ , из зависимости (25) можно определить время  $\tau_1$  и  $\Delta\tau_1$  для заданного времени охлаждения обрабатываемого образца  $\tau_2$ :

$$\tau_1 = \left(\frac{\sigma}{\theta_{max}}\right)^2 \cdot \frac{\Pi^2}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(1 + \frac{\Delta\tau_1}{\tau_1}\right), \quad \text{откуда} \quad (27)$$

$$\Delta\tau_1 = \frac{\tau_1 \cdot (\tau_1 - D)}{D}, \quad \text{где } D = \left(\frac{\sigma}{\theta_{max}}\right)^2 \cdot \frac{\Pi^2}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}.$$

Время охлаждения образца  $\tau_2$  можно определить по зависимости

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2} \cdot (\tau_1 - \Delta\tau_1)}. \quad (28)$$

Произведем численные расчеты для исходных данных:  $\rho=14,5 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>;  $c=40$  кал/(кг·град);  $\lambda=14$  кал/(м·с·град);  $\alpha=10^4$  кал/(м<sup>2</sup>·с·град);  $\theta_{max}=1000^0$ С;  $\sigma=10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\Pi=0,1$  мм. Из (27) вытекает, что при  $\Delta\tau_1=0$  время  $\tau_1=0,355$  с. Тогда в соответствии с зависимостью (28) время  $\tau_2=0,12$  с. В этом случае, исходя из (26), температура  $\theta_0=0$ . График изменения  $\theta$  во времени показан на рис. 7,а (кривая 1). Для сравнения на рис. 7,а приведен график изменения  $\theta$  во времени для случая  $m=1$  (кривая 2).

В табл. 2 приведены расчетные значения основного времени обработки  $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$  при съеме припуска  $\Pi$  за два прерывания процесса шлифования. По сравнению со съемом припуска  $\Pi$  за одно прерывание процесса шлифования, основное время обработки  $\tau$  уменьшилось с 1,43 с до 0,83 с.

Из табл. 2 следует, что с увеличением времени  $\tau_1$  с 0,355 с до 0,714 с время  $\tau_2$  уменьшилось с 0,12 с до нуля,  $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$ , наоборот, увеличилось с 0,83 с до 1,43 с. Графики изменения температуры шлифования  $\theta$  во времени для разных значений  $\tau_1$  показаны на рис. 7. При  $\tau_1=0,5$  с (кривая 3)  $\theta$  первоначально увеличивается от нуля до 842<sup>0</sup>С, затем уменьшается до значения 530<sup>0</sup>С, после чего увеличивается до заданного значения 1000<sup>0</sup>С.

Таблица 2

Расчетные значения параметров процесса шлифования

$\tau_1, \text{с}$	0,355	0,5	0,6	0,714
$\tau_2, \text{с}$	0,12	0,11	0,0863	0
$\tau_2/\tau_1$	0,338	0,22	0,144	0
$\tau, \text{с}$	0,83	1,11	1,286	1,43
$\theta_{max1}, \text{град}$	1000	842	769	1000
$\theta_0, \text{град}$	0	530	638	—
$\theta_{max2}, \text{град}$	1000	1000	1000	—

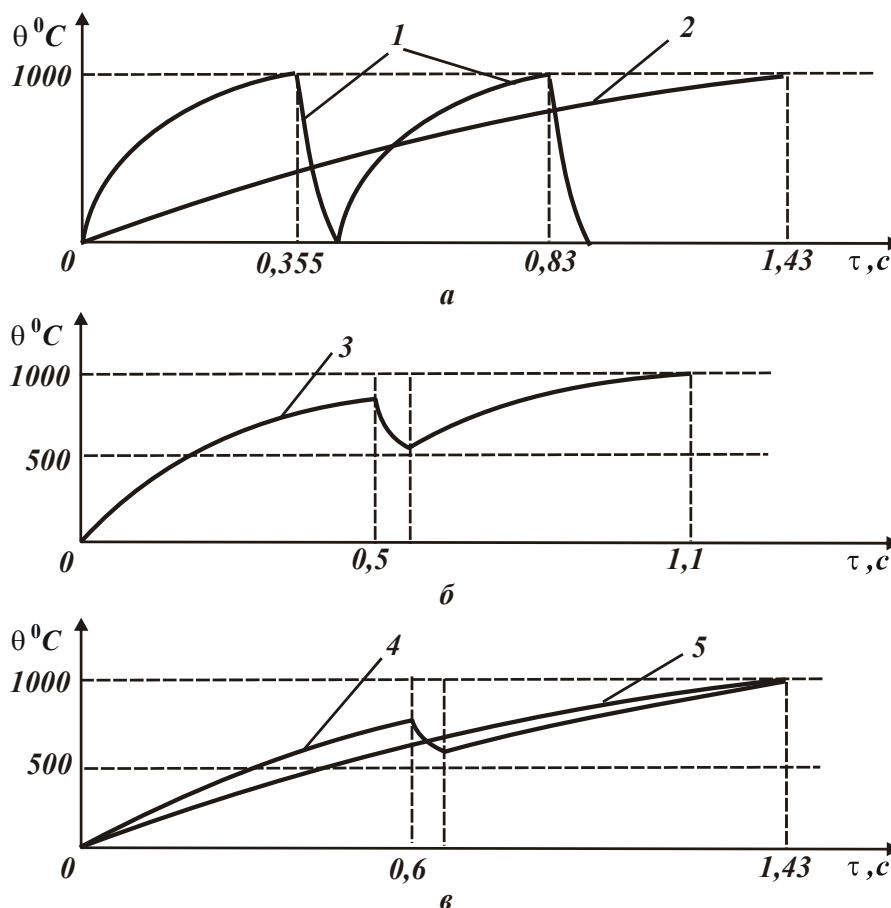


Рис. 7. Характер изменения  $\theta$  от  $\tau$ : 1 –  $\tau_1=0,355$  с; 2 –  $\tau_1=1,43$  с; 3 –  $\tau_1=0,5$  с; 4 –  $\tau_1=0,6$  с; 5 –  $\tau_1=0,714$  с.

При  $\tau_1=0,6$  с (кривая 4)  $\theta$  увеличивается от нуля до 769<sup>0</sup>С, затем уменьшается до значения 638<sup>0</sup>С, после чего увеличивается до значения 1000<sup>0</sup>С. При



$\tau_1=0,714$  с (кривая 5)  $\theta$  непрерывно увеличивается от нуля до значения  $1000^0\text{C}$ . В этом случае отсутствует охлаждение образца и поэтому график зависимости  $\theta(\tau)$  такой же, как и зависимости, показанной на рис. 7,а (кривая 2).

На основе проведенного анализа установлено, что за счет прерывания процесса шлифования  $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$  уменьшилось с 1,43 с до 0,83 с, т.е. на 42%.

Случай  $m=3$ . Из (19) температура  $\theta_{max}$  для  $n=3$  определяется

$$\theta_{max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P^2}{9 \cdot \tau_1^2} \cdot \left( 3 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (29)$$

В данном случае  $\frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ c}^{-1}$ . Разрешая (29) относительно времени  $\tau_2$ ,

имеем  $\tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (0,474 - \tau_1)}{7,9}}$ .

Температура  $\theta_{max1}$  после 1-го прерывания процесса шлифования и температура  $\theta_{01}$  после 1-го охлаждения образца соответственно выражаются

$$\theta_{max1} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1}}; \quad \theta_{01} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура  $\theta_{max2}$  после 2-го прерывания процесса шлифования и температура  $\theta_{02}$  после второго охлаждения образца выражаются

$$\theta_{max2} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}; \quad \theta_{02} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура  $\theta_{max3}$  после 3-го прерывания процесса шлифования равна

$$\theta_{max3} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (3 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}.$$

Таблица 3

Расчетные значения параметров процесса шлифования

$\tau_1, \text{ с}$	0,158	0,237	0,316	0,474
$\tau_2, \text{ с}$	0,0795	0,0843	0,0795	0
$\tau_2 / \tau_1$	0,503	0,2278	0,252	0
$\tau, \text{ с}$	0,632	0,8794	1,107	1,43
$\theta_{max1}, \text{ град}$	1000	816,5	707,1	1000
$\theta_{01}, \text{ град}$	0	408,6	500	—
$\theta_{max2}, \text{ град}$	1000	913	866	—
$\theta_{02}, \text{ град}$	0	577,8	707,1	—
$\theta_{max3}, \text{ град}$	1000	1000	1000	—

В табл. 3 и на рис. 8 приведены рассчитанные по данным зависимостям значения параметров  $\tau_1$ ,  $\tau_2$ ,  $\tau_2/\tau_1$ ,  $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ ,  $\theta_{max1}$ ,  $\theta_{01}$ ,  $\theta_{max2}$ ,  $\theta_{02}$ ,  $\theta_{max3}$ . Как видно, при  $\tau_1=0,158$  с и  $\tau_2=0,0795$  с за время прерывания процесса шлифования происходит полное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования периодически изменяется от нуля до заданного значения ( $1000^{\circ}\text{C}$ ). В других случаях (с увеличением времени  $\tau_1$ ) имеет место частичное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования скачкообразно увеличивается от нуля до заданного значения ( $1000^{\circ}\text{C}$ ). При этом основное время обработки  $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$  увеличивается с  $0,632$  с до  $1,43$  с, т.е. почти на 56%. По сравнению с предыдущим случаем ( $m=2$ ), основное время обработки  $\tau$  уменьшилось более чем в 2 раза, т.е. чем больше количество прерываний процесса шлифования, тем меньше  $\tau$ .

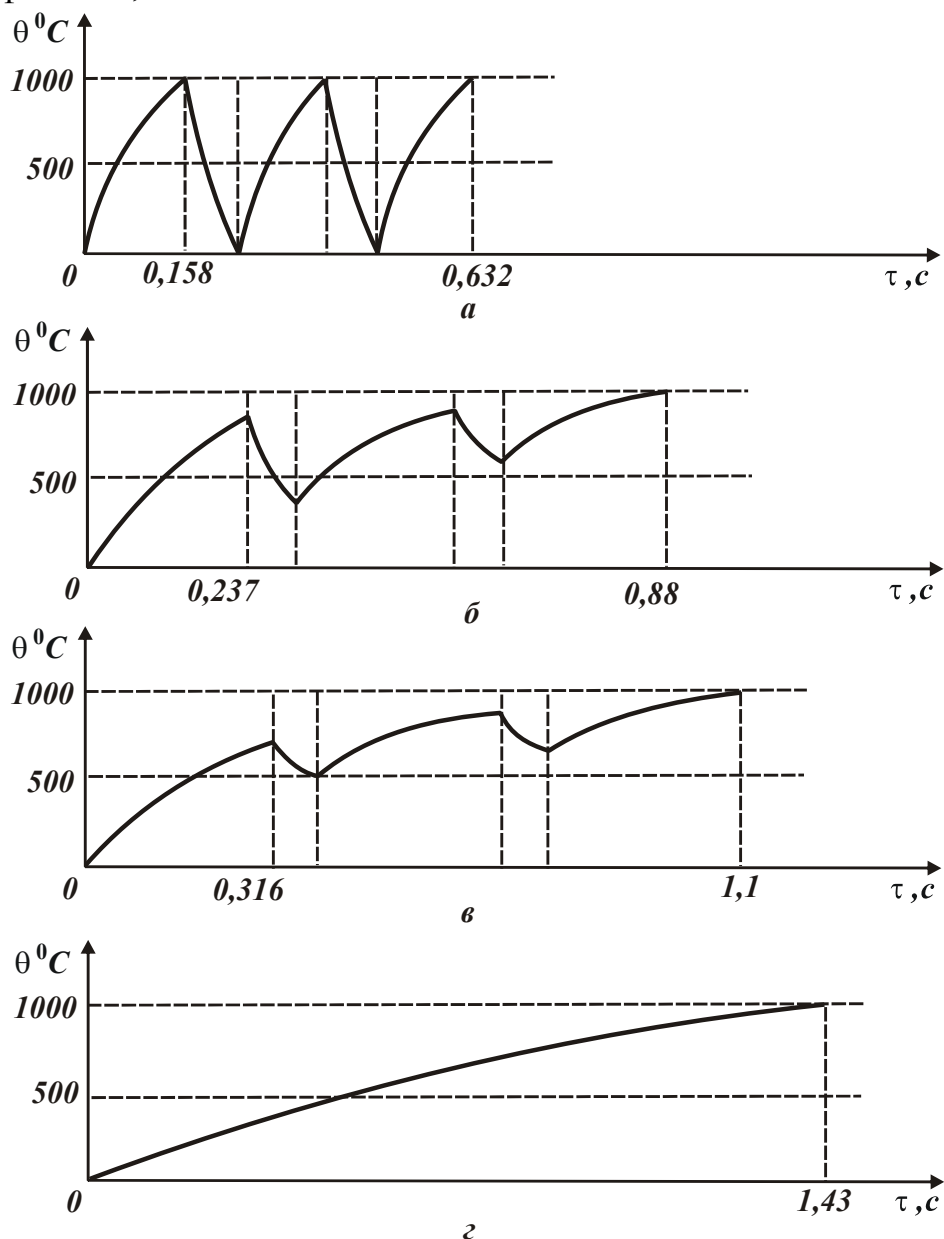


Рис. 8. Характер изменения температуры шлифования  $\theta$  от основного времени обработки  $\tau$ : а –  $\tau_1=0,158$  с; б –  $\tau_1=0,237$  с; в –  $\tau_1=0,316$  с; г –  $\tau_1=0,474$  с.

Случай  $m=4$ . Согласно зависимости (19), максимальная температура шлифования  $\theta_{max}$  для  $n=4$  определяется

$$\theta_{max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P^2}{16 \cdot \tau_1^2} \cdot \left( 4 \cdot \tau_1 - 3 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (30)$$

В этом случае  $\frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}$ . Разрешая зависимость (30) относительно  $\tau_2$ ,

$$\text{имеем } \tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (4 - 11,236 \cdot \tau_1)}{75}}.$$

Температура  $\theta_{max1}$  после 1-го прерывания процесса шлифования и температура  $\theta_{01}$  после 1-го охлаждения образца выражаются зависимостями

$$\theta_{max1} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1}}; \quad \theta_{01} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура  $\theta_{max2}$  после 2-го прерывания процесса шлифования и температура  $\theta_{02}$  после 2-го охлаждения образца выражаются зависимостями

$$\theta_{max2} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}; \quad \theta_{02} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{2}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура  $\theta_{max3}$  после 3-го прерывания процесса шлифования и температура  $\theta_{03}$  после 3-го охлаждения образца выражаются зависимостями

$$\theta_{max3} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (3 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}; \quad \theta_{03} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{3}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура  $\theta_{max4}$  после 4-го прерывания процесса шлифования равна

$$\theta_{max4} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (4 \cdot \tau_1 - 75 \cdot \tau_2^2)}.$$

Таблица 4

Расчетные значения параметров процесса шлифования

$\tau_1, \text{ с}$	0,089	0,178	0,267	0,356
$\tau_2, \text{ с}$	0,06	0,0689	0,06	0
$\tau_2 / \tau_1$	0,674	0,387	0,225	0
$\tau, \text{ с}$	0,535	0,919	1,247	1,43
$\theta_{max1}, \text{ град}$	1000	706,3	577,3	1000
$\theta_{01}, \text{ град}$	0	408,16	470	—
$\theta_{max2}, \text{ град}$	1000	816,4	744,4	—
$\theta_{02}, \text{ град}$	0	577,2	664,7	—
$\theta_{max3}, \text{ град}$	1000	912,7	880,4	—
$\theta_{03}, \text{ град}$	0	707	814,1	—
$\theta_{max4}, \text{ град}$	1000	1000	1000	—

В табл. 4 и на рис. 9 приведены рассчитанные по данным зависимостям значения параметров  $\tau_1$ ,  $\tau_2$ ,  $\tau_2/\tau_1$ ,  $\tau = 4 \cdot \tau_1 + 3 \cdot \tau_2$ ,  $\theta_{max1}$ ,  $\theta_{01}$ ,  $\theta_{max2}$ ,  $\theta_{02}$ ,  $\theta_{max3}$ ,  $\theta_{03}$ ,  $\theta_{max4}$ . При  $\tau_1=0,089$  с и  $\tau_2=0,06$  с за время прерывания процесса шлифования происходит полное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования периодически изменяется от нуля до заданного значения ( $1000^{\circ}\text{C}$ ). С увеличением времени  $\tau_1$  происходит частичное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования скачкообразно увеличивается от нуля до заданного значения ( $1000^{\circ}\text{C}$ ). При этом основное время обработки  $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$  увеличивается с  $0,535$  с до  $1,43$  с, т.е. почти на 63%. Это больше, чем в предыдущих случаях (при  $m=1\dots3$ ). Отношение  $\tau_2/\tau_1$  с увеличением времени  $\tau_1$  уменьшается от  $0,674$  с до нуля, т.е. при  $\tau_1=0,089$  с и  $\tau_2=0,06$  с отношение  $\tau_2/\tau_1$  приближается к единице.

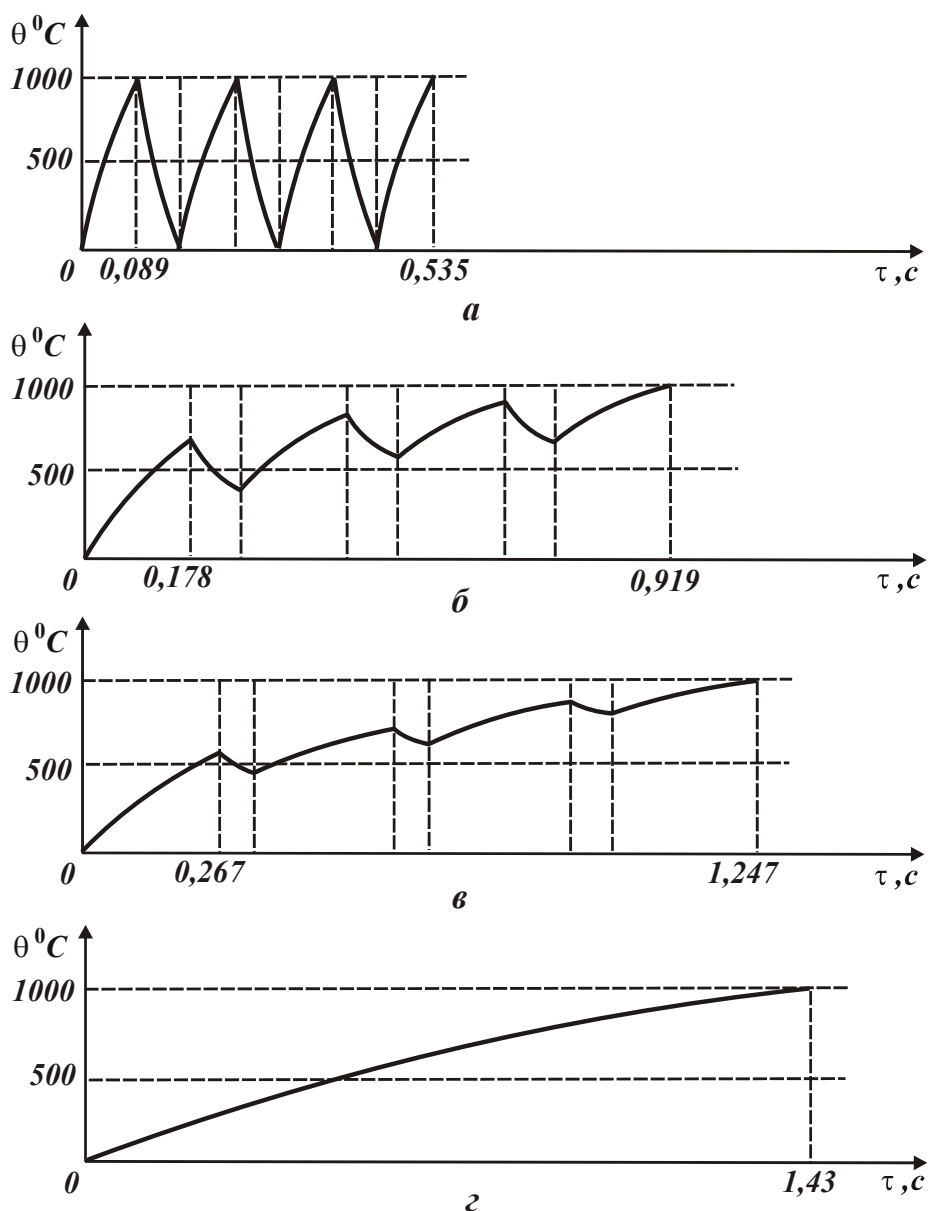


Рис. 9. Характер изменения температуры шлифования  $\theta$  от основного времени обработки  $\tau$ : а –  $\tau_1=0,089$  с; б –  $\tau_1=0,178$  с; в –  $\tau_1=0,267$  с; г –  $\tau_1=0,356$  с.

**Выводы.** В работе получила дальнейшее развитие математическая модель определения температуры шлифования с учетом прерывистости процесса и охлаждения обрабатываемой детали. Определены условия полного и частичного охлаждения обрабатываемой детали и установлена их связь с основным временем обработки. Обоснованы оптимальные условия обработки, которые могут быть использованы для совершенствования технологии механической обработки ответственных деталей гидроаппаратуры в плане повышения качества и производительности обработки.

**Список литературы:** 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с. 3. Рябенков І.О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / І.О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. ”Концепции развития технологии машиностроения ” – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с. 5. Тепловые и механические процессы при резании металлов: учеб. пособие / Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, С.Г. Зимин, В.А. Вайсман. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.

**УДК 621.92.01**

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ШЛИФОВАНИЯ ПРИ ДИСКРЕТНОМ ТЕПЛОМ ПОТОКЕ**

**Ларшин В.П.**, докт. техн. наук, **Лищенко Н.В.**, канд. техн. наук  
(Одесский национальный политехнический университет)

*The mathematical model of grinding thermo cycle is worked out and investigated at a discrete heat flow that takes place at the discontinued and high-porous grinding*

При шлифовании (например, плоском) зона контакта круга с заготовкой представляет собой прямоугольную полоску шириной  $2h$  (мм), которая перемещается относительно заготовки со скоростью детали  $V_0$  (м/мин). Радиус кривизны этой полоски равен половине диаметра шлифовального круга, что намного превышает величину  $2h$ . Поэтому кривизной полоски контакта в расчетах температуры шлифования пренебрегают. Выделяющаяся в зоне контакта тепловая энергия приводит к возрастанию температуры обрабатываемой поверхности в каждой её точке по мере перемещения шлифовального круга в направлении вектора скорости детали. Время  $\tau$ , в течение которого каждая точка обрабатываемой поверхности находится в зоне действия “теплосоздающей” подвижной полоски, назовём временем действия теплового источника, которое изменяется в интервале  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ . Это время, например, для схемы плоского шлифования, определяют по формуле

$$\tau_H = \frac{2h}{V_\partial} = \frac{\sqrt{Dt}}{V_\partial}, \quad (1)$$

где  $D$  – диаметр шлифовального круга, мм;  $t$  – глубина резания при шлифовании, мм.

В теплофизических расчетах принимают во внимание либо две пространственные координаты  $(x, z)$ , либо одну  $(x)$  координату теплофизической схемы. Первый случай (две координаты  $x, z$ ) и подвижный со скоростью  $V$  полосовой источник тепла без охлаждения и при наличии принудительного охлаждения рассмотрен в ряде работ, например, в работе [1]. Второй случай (одна координата  $x$ ) с учетом и без учета принудительного охлаждения рассмотрен в наших работах, например, в работе [2]. При одно- (одна координата  $x$ ) и двумерной (две координаты  $x, z$ ) теплофизическим схемам тепловое поле в рассматриваемой точке обрабатываемой поверхности создается, соответственно, неподвижным плоским тепловым источником, действующим на поверхности полубесконечного тела в течение времени  $\tau_H$  и подвижным плоским тепловым источником шириной  $2h$ , который перемещается относительно этой точки в направлении координаты  $z$  в подвижной системе координат, связанной с подвижным источником тепла. Показано [2], что различие в результатах определения температуры шлифования по одно- и двумерной теплофизическим схемам незначительно (до 10 %) при прочих одинаковых условиях, как при наличии принудительного охлаждения, так и без него. Поэтому целесообразно при технологическом проектировании и технологической диагностике процесса шлифования пользоваться одномерной теплофизической схемой с линейным тепловым потоком. В соответствии с этой схемой тепловое поле создается вследствие движения по координате  $x$  теплового потока, векторы плотности которого являются параллельными [2].

Температуру в зоне шлифования можно регулировать, если шлифование производить с определенными многократными на временном интервале  $0 \leq \tau \leq \tau_H$  перерывами во времени. Это позволяет изменить характер температурного поля и максимальную величину температуры в зоне контакта, когда прерывистый периодический нагрев обрабатываемой поверхности чередуется с его отсутствием. Такой процесс можно осуществить при шлифовании специальными кругами, имеющими на рабочей поверхности ряд чередующихся выступов и впадин определенной протяженности, которые попарно образуют микроциклы нагрева (выступ) и охлаждения (впадина). Например, если длина режущего выступа шлифовального круга  $l_1$ , а впадины  $l_2$ , то период времени

нагрева зоны контакта  $T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}}$ , где  $V_{кр}$  – линейная скорость вращения ПШК,

каждый раз чередуется с соответствующим периодом времени охлаждения

$T - T_1 = \frac{l_2}{V_{кр}}$  (рисунок). Во время работы режущего выступа (нагрев) в зоне контакта действует тепловой поток

$q(\tau) = q_{MAX}$ , а во время отсутствия резания

(охлаждение) –  $q(\tau) = 0$  (рис. 1). Таким образом, тепловой поток, действующий на обрабатываемую поверхность, можно представить в виде следующей ступенчатой функции [3]

$$q(\tau) = \begin{cases} 0, & t < 0, \\ q_{MAX}, & nT < \tau < nT + T, & n = 0, 1, \dots \\ 0, & nT + T_1 < \tau < (n+1)T, & n = 0, 1, \dots \end{cases}$$

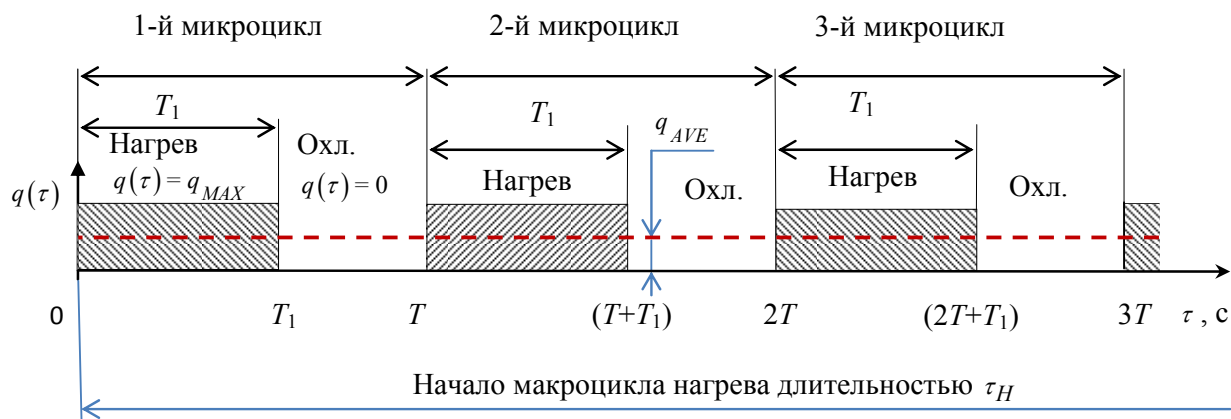


Рис. 1. Пульсирующий тепловой поток с плотностью  $q(\tau)$ :  $0T_1$  и  $T_1T$  – интервалы времени нагрева и охлаждения (отсутствия нагрева), образующие микроциклы прерывистого шлифования с периодом микроцикла  $T$ .

Непрерывная последовательность микроциклов располагается на участке одного макроцикла нагрева, длительность которого как для сплошного, так и для прерывистого круга определяется временем  $\tau_H$  действия теплового источника – зоны контакта при шлифовании, которое можно определить по формуле (1). По мере увеличения числа режущих выступов на периферии круга увеличивается количество микроциклов шлифования при одновременном уменьшении периода  $T$  каждого микроцикла (рисунок). В интервале  $180 \leq N \leq 350$  длина режущего выступа шлифовального круга  $l_1$  становится сопоставимой с габаритными размерами режущих зерен круга в интервале его зернистости 25...50 (0,25...0,50 мм), а длина впадины  $l_2$ , становится равной расстоянию между активными (участвующими в работе) режущими зернами. Это подтверждается имеющимися экспериментальными данными, в соответствии с которыми среднее расстояние между активными режущими зернами на рабочей поверхности круга составляет 3,3...6,1 мм в интервале изменения радиальной силы 20...50 Н/см [4]. Следовательно, появляется возможность с единых позиций рассмотреть температурное поле при дискретном (прерывистом и высокопористом) шлифовании (рисунок): когда режущие выступы – искусственные образования на сплошном круге, и когда они – отдельные режущие зерна круга. Для этого необходимо разработать условия обеспечения сопоставимости (преемственности) теплофизических расчётных схем. Применительно к высокопористым шлифовальным кругам (ВШК) такие условия разработать легче, поскольку

можно допустить отсутствие влияния связки круга на потребляемую мощность резания. В соответствии с известной методикой [5] входными параметрами, характеризующими температуру прерывистого шлифования  $\theta^*(u, Fo_1, n)$ , являются следующие величины:

$$Fo_1 = \frac{a\tau_1}{h^2} = \frac{al_1}{h^2V_{кр}} \text{ и } n = \frac{l_2}{l_1},$$

где  $u$  – безразмерный комплекс скорости;  $Fo_1$  – безразмерное время действия теплового импульса;  $a$  – температуропроводность обрабатываемого материала,  $m^2/c$ .

Условием выбора геометрических параметров ПШК является предварительно заданная степень понижения температуры прерывистого шлифования. Среди указанных входных параметров геометрическим параметром круга является только  $n = l_2 / l_1$ . Другие параметры ( $u$  и  $Fo_1$ ) зависят также от режимов шлифования. Кроме того, в этой методике не учитывается, что сравниваемые геометрические конструкции ПШК предназначены для совершения одной и той же работы резания. Поэтому в этой методике эквивалентные по температуре шлифования конструкции ПШК не обеспечивают одинакового съёма материала в единицу времени. Что касается определения температурного поля от отдельных зёрен круга, то в работе [4] такая попытка делается с применением метода суперпозиции с учётом многократного действия источников – режущих зёрен, однако величину плотности теплового потока от действия режущего зерна находят расчётным путём через интенсивность напряжения, а не мощность резания.

Необходимо получить зависимость температуры прерывистого шлифования только от геометрических параметров ПШК, к числу которых относятся количество  $N$  режущих выступов на круге и их скважность (или ей обратная величина – коэффициент заполнения) на окружном шаге. Кроме того, в работе [5] не учитывается важное дополнительное условие, которое необходимо выдержать применительно ко всем сравниваемым по температуре шлифования ПШК. А именно: при изменении числа режущих выступов на круге и их скважности на периоде окружного шага объём снимаемого материала в единицу времени (показатель интенсивности шлифования) должен быть одним и тем же. Т.е. необходимо учитывать, что при нахождении впадины прерывистого круга в зоне контакта отсутствие теплового потока сопровождается отсутствием съёма материала, а это приводит к соответствующей дополнительной нагрузке на последующий режущий выступ круга и, как следствие, к дополнительной добавке (т.е. возрастанию) теплового потока на этом режущем выступе. В соответствии с предлагаемой методикой сформулировано условие постоянства интенсивности шлифования (работы шлифования), которое необходимо обеспечивать для всех сравниваемых между собой конструкций прерывистых кругов.

Условие постоянства интенсивности шлифования (объём удаляемого в единицу времени материала) на временном участке  $0 \leq \tau \leq \tau_H$  очевидно в первом приближении должно сопровождаться постоянством мощности, затрачиваемой на резание, которая может быть найдена из известного соотношения. Например, для плоского шлифования  $P = q_{AVE} S_n \sqrt{Dt}$ , где  $P$  – измеренная мощ-



ность резания (средняя величина периодически изменяющейся мощности), Вт;  $q_{AVE}$  – средняя плотность теплового потока (рисунок), Вт/м<sup>2</sup>;  $D$  – диаметр шлифовального круга, м;  $t$  – глубина резания, м;  $S_n$  – поперечная подача, м.

Следовательно, постоянство мощности шлифования при фиксированных режимных параметрах ( $t$ ,  $S_n$ ) и диаметре шлифовального круга ( $D$ ) сопровождается постоянством плотности теплового потока. Поэтому указанное выше условие сравнения кругов (одинаковая работа резания при шлифовании), обеспечивается при постоянстве (для разных конструкций ПШК и ВШК) удельного параметра  $q_{AVE}$  – средней плотности теплового потока.

**Список литературы:** 1. Сипайлов, В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 2. Лищенко, Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / Н.В. Лищенко. – // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2011. – Вып. 2(36) . – С. 80 – 86. 3. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с. 4. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 5. Якимов, А.В. Прерывистое шлифование / А.В. Якимов. – Киев–Одесса: Вища школа, 1986. – 175 с.

**УДК 621.923**

## **ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ОБДИРОЧНОГО ШЛИФОВАНИЯ НА МАКСИМАЛЬНУЮ ТЕМПЕРАТУРУ НАГРЕВА ПРОКАТА**

**Сизый Ю.А.**, докт. техн. наук, **Сталинский Д.В.**, докт. техн. наук,  
**Пирогов А.Ю.**, **Скиба Ю.С.** (НТУ “ХПИ”, Харьков)

*In this article the influence of the force of clamping grinding wheel to the rolled product and its speed transmission on the maximum temperature the grinding surface are considered*

Исследованию процессов теплообразования в поверхностном слое обрабатываемого шлифованием посвящено достаточно много работ известных ученых в области металлообработки Рядько С.Г., Якимова А.В., Сипайлова В.А., Бокучавы Г.В., Исаева А.И., Резникова А.Н. Однако все они рассматривают процессы шлифования, применяемые в машиностроении. В то же время процессу обдирочного шлифования (шлифования для зачистки проката в металлургии) уделено значительно меньше внимания. В работе [1], значительно восполняющей этот пробел, рассматриваются особенности обдирочного шлифования и выполняется расчет нагрева поверхности различных видов сортового проката методом конечных разностей с экспериментальной их проверкой. Расчеты температурных полей численными методами позволяют учесть более точно все особенности тепловой задачи. Однако они сложны для пользования ими на производстве инженером технологом. В то же время работы Сипайлова В.А. [2], Якимова А.В. [3] позволяют, используя метод источников (метод функции Грина), получить решения наглядные и простые для практического применения. В настоящей работе ставится задача теплофизического анализа процесса обдирочного шлифо-

вания с использованием его описания методом источников, но с учетом и оценкой особенностей обдирочного шлифования в отличие от шлифования в машиностроении. Основные особенности обдирочного шлифования это следующие:

- 1) процесс выполняется по упругой схеме, т.е. с постоянным усилием прижима круга к зачищаемому прокату;
- 2) шлифование выполняется с целью удаления дефектного поверхностного слоя проката после его горячей прокатки;
- 3) величина (толщина) удаляемого поверхностного слоя составляет десятые доли миллиметр за один проход при сплошной зачистке, т.е. это в десятки раз больше чем при шлифовании в машиностроении;
- 4) температурные критерии при обдирочном шлифовании значительно отличаются от критериев в машиностроении;
- 5) обдирочное шлифование выполняется кругами на органической (бакелитовой) связке в отличие от кругов на керамической связке применяемых в основном в машиностроении.

Кроме указанных основных особенностей необходимо отметить, что при обдирочном шлифовании кругом формы ПП плоскость круга разворачивают на угол  $\gamma$  к направлению продольной (осевой) скорости  $V_{OC}$  проката, что показано в примерах схем обдирочно-шлифовальных станков [1].

Угол разворота  $\gamma$  обычно невелик и примерно равен  $20^\circ$  (0,35 рад). В результате этого разворота путь поверхности проката через зону контакта круга с прокатом увеличивается и равен  $L/\cos\gamma = L \cdot 1.065$ , где  $L$  – длина дуги контакта.

Таким образом, этот путь незначительно больше длины дуги контакта  $L$  и в дальнейшем он принимается равным  $L$ . Следовательно, процесс обдирочного шлифования при зачистке плоской поверхности проката может рассматриваться как плоское шлифование периферией круга формы ПП. Как отмечено выше, процесс обдирочного шлифования характеризуется большой глубиной. При больших глубинах шлифования Сипайлов В.А. [2] рекомендует источник тепла не располагать на шлифуемой поверхности, а принимать его также плоским, но расположенным под углом  $\alpha$  к этой поверхности, как показано на рис.1.

Принимаем также, что источник тепла бесконечный вдоль оси  $z$ , т.е. оси перпендикулярной плоскости  $XOY$ . В дальнейшем называем его наклонным полосовым. Этот источник тепла движется со скоростью осевой подачи проката  $V$ , которую можно разложить на скорость вдоль оси  $X$  равную  $V \cos\alpha$  и скорость вдоль оси  $Y$  равную  $V \sin\alpha$ . Задача описания температурного поля от источника тепла в движущейся со скоростью  $V$  вместе с источником системе координат  $XYZ$  решается методом источников, т.е. интегрированием функции температуры от мгновенно вспыхнувшего и погасшего точечного источника тепла [2] по осям  $X, Y, Z$  с учетом действия его в течении времени  $\tau$ :

$$T(x, y, z, \tau) = \int_0^L \partial x_u \int_{-\infty}^{+\infty} \partial z_u \int_0^\tau \frac{2qdt}{c \cdot \rho [4\pi a(\tau - t)]^{\frac{3}{2}}}.$$

$$\exp\left[-\frac{[x-x_u+V(\tau-t)\cos\alpha]^2+[y+V(\tau-t)\sin\alpha]^2+[z-z_u]^2}{4a(\tau-t)}\right], \quad (2)$$

где  $x_u, y_u, z_u$  – координаты точечного источника тепла;  $\tau$  – время наблюдения за температурным полем;  $t$  – время;  $q$  – плотность теплового потока;  $c, a$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала и температуропроводность соответственно;  $\rho$  – плотность материала.

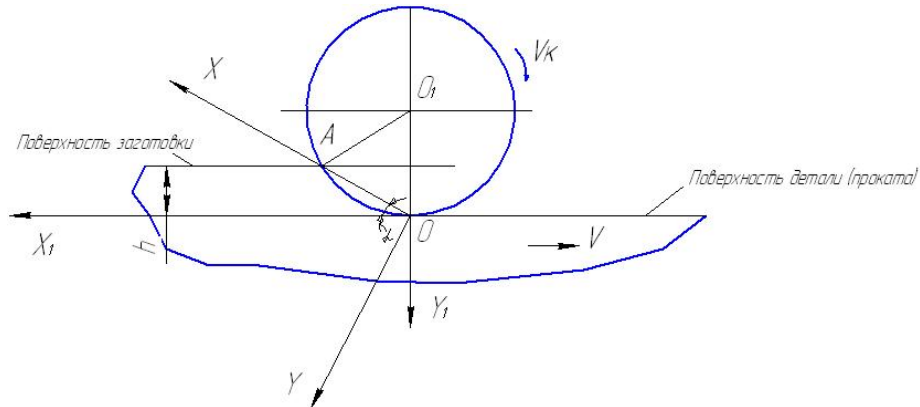


Рис. 1. Наклонный источник тепла OA при обдирочном шлифовании.

В уравнении (2) учтено, что  $y_u = 0$  и тепло от источника не переходит в круг, что достигается удвоением плотности теплового потока. Этот тепловой поток расходуется на нагрев поверхности и на нагрев стружки. Доля тепла уносимого стружкой учитывается умножением работы шлифования  $P_z \cdot V_k$ , где  $P_z$  – окружная сила шлифования, а  $V_k$  – окружная скорость круга, на коэффициент ввода тепла  $\beta$ , который вычисляется по формуле [2]:

$$\beta = \frac{1}{1+h\sqrt{\frac{4V}{L \cdot a \cdot \pi}}}, \quad (3)$$

где  $h$  – глубина шлифования.

Интеграл в (2) по  $z_u$  берется в явном виде [4]:

$$J = \int_{-\infty}^{+\infty} \exp\left[-\frac{(z-z_u)^2}{4a(\tau-t)}\right] dz_u = \sqrt{4\pi a(\tau-t)}. \quad (4)$$

Подставив его в (2), получим:

$$T(x, y, \tau) = \frac{q}{2\lambda\pi} \int_0^\tau dt \int_0^L \frac{dx_u}{\tau-t} \cdot \exp\left[-\frac{[x-x_u+V(\tau-t)\cos\alpha]^2+[y+V(\tau-t)\sin\alpha]^2}{4a(\tau-t)}\right], \quad (5)$$

где  $\lambda = c \cdot \rho \cdot a$  – теплопроводность шлифуемого материала.

Решение (5) удобно анализировать в системе координат  $X_1OY_1$ , т.е. в плоскости зачищенного проката. Для этого поворачиваем оси  $X$  и  $Y$  вокруг точки  $O$  против часовой стрелки (см. рис.1) и получим:

$$\begin{aligned}x &= x_1 \cos \alpha - y_1 \sin \alpha; \\y &= x_1 \sin \alpha + y_1 \cos \alpha.\end{aligned}$$

Заменив  $X$  и  $Y$  в (5) на их значения через  $x_1$  и  $y_1$  окончательно получим:

$$T(x_1, y_1, \tau) = \frac{q}{2\lambda\pi} \int_0^\tau dt \int_0^L \frac{dx_u}{\tau-t} \cdot \exp \left[ - \frac{[x_1 \cos \alpha - y_1 \sin \alpha - x_u + V(\tau-t)\cos \alpha]^2}{4a(\tau-t)} - \frac{[x_1 \sin \alpha + y_1 \cos \alpha + V(\tau-t)\sin \alpha]^2}{4a(\tau-t)} \right]. \quad (6)$$

Представляет интерес сравнение расчета по (6) с расчетом от полосового источника не наклонного, а лежащего в плоскости осей  $X_1Z$ . В этом случае решение (6) превращается в следующее:

$$T(x_1, y_1, \tau) = \frac{q}{2\lambda\pi} \int_0^\tau dt \int_0^L \frac{dx_u}{\tau-t} \cdot \exp \left[ - \frac{[x_1 - x_u + V(\tau-t)]^2 - y_1^2}{4a(\tau-t)} \right]. \quad (7)$$

В качестве примера выполним расчет для условий обдирочного шлифования проката из стали 20 кругом ПП 300x30x75 14A63C2Б со скоростью шлифования 40 м/с при скорости осевой подачи  $V=85$  мм/с с усилием прижима  $P_y=700$  Н. Согласно [1] эти условия обеспечивают глубину шлифования  $h=0,5$  мм. Окружную составляющую  $P_z$  силы резания принимаем в 2,5 раза меньше  $P_y$ . Теплофизические константы стали 20 следующие:  $a=7,7$  мм<sup>2</sup>/с и  $\lambda=0,039$  Вт/(мм/с) [4]. Оба сравниваемых решения приведены на рис.2. На этом рисунке отдельно выделены значения температуры в начале системы координат  $x_1=0, y_1=0$  и в точке на оси  $x_1$  с максимальным значением температуры ( $x_1=0,14$  мм). Сравнение температур  $T(0,14,0)$  для полосового и наклонного источников тепла показывает их незначительное различие равное 16°С или 2,6%. Таким различием можно пренебречь и для обдирочного шлифования, т.е. для шлифования с большими глубинами, можно пользоваться решением для плоского источника тепла лежащего на поверхности проката.

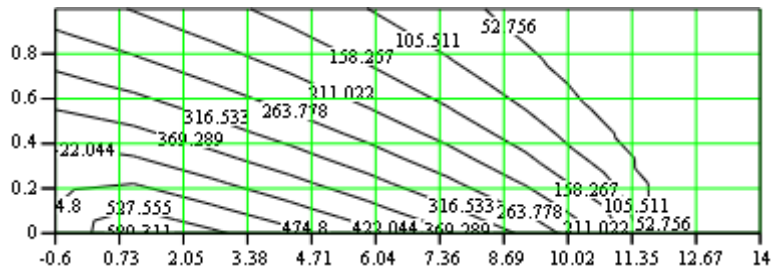
Кроме этого можно учесть, что источник тепла, движущийся по поверхности проката, можно принять быстро движущимся, если  $Pe = \frac{L \cdot V}{a} > 10$  [4].

Для рассматриваемого случая: для  $L = \sqrt{Dh}$ , где  $D$  – диаметр круга,  $L=12,247$  мм,  $V=85$  мм/с и  $a=7,7$  мм<sup>2</sup>/с;  $Pe = 135,194$ , т.е. критерий Пекле значительно больше 10. В этом случае принимается, что тепло от такого быстро движущегося источника не распространяется впереди него.

$$\begin{aligned}
 h &:= 0.5 & D &:= 300 & L_{\text{м}} &:= \sqrt{D \cdot h} = 12.247 & \gamma &:= \text{atan}\left(\frac{h}{L}\right) = 0.041 & \gamma_{\text{м}} &:= \text{atan}\left(\frac{h}{L}\right) = 0.041 & B &:= 30 \\
 \lambda &:= 0.039 & a &:= 7.7 & V_{\text{м}} &:= 85 & P_y &:= 700 & V_k &:= 40 & P_z &:= \frac{P_y}{2.5B} = 9.333 \\
 \beta &:= \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot V}{L \cdot a \cdot \pi}}} = 0.651 & q &:= \frac{P_z \cdot V_k \cdot \beta}{L} = 19.85 & i &:= 0..2000 & x_{1_i} &:= -0.6 + 0.01 \cdot i & j &:= 0..100 \\
 & & & & & & \tau_1 &:= \frac{L}{V} & y_{1_j} &:= 0 + 0.01 \cdot j & \tau &:= 4 \cdot \tau_1
 \end{aligned}$$

$$T(x_1, y_1) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^{\tau} \int_0^L \frac{1}{\tau - t} \cdot e^{-\frac{[x_1 - x_u + V \cdot (\tau - t)]^2 - (y_1)^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - t)}} dx_u dt$$

M := CreateMesh (T, -0.6, 14, 0, 1, 10, 10)



$$T(0, 0) = 576.704$$

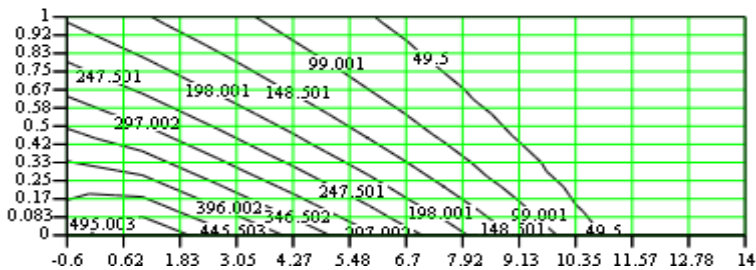
$$T(0.14, 0) = 599.258$$

a)

M

$$T_1(x_1, y_1) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^{\tau} \int_0^L \frac{1}{\tau - t} \cdot e^{-\frac{[x_1 \cdot \cos(\gamma) - y_1 \cdot \sin(\gamma) - x_u + V \cdot (\tau - t) \cdot \cos(\gamma)]^2 - [x_1 \cdot \sin(\gamma) + y_1 \cdot \cos(\gamma) + V \cdot (\tau - t) \cdot \sin(\gamma)]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - t)}} dx_u dt$$

M1 := CreateMesh (T1, -0.6, 14, 0, 1, 10, 10)



$$T_1(0, 0) = 565.602$$

$$T_1(0.14, 0) = 583.068$$

б)

M1

Рис.2. Нагрев проката при обдирочном шлифовании: а– источник тепла полосовой плоский; б– источник тепла полосовой наклонный

Это можно учесть интегрированием по  $x_u$  в пределах от  $-\infty$  до  $\infty$ , а скорость  $V$  принять равной нулю и верхний предел интегрирования по времени принять равным времени пробега источника над точкой поверхности проката, т.е. времени его действия  $\tau_1$ .

В результате описанных действий выражение (7) примет вид:

$$T(x_1, y_1, \tau) = \frac{q}{2\lambda\pi} \int_0^{\tau_1} dt \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{dx_u}{\tau-t} \cdot \exp\left[-\frac{[x_1-x_u]^2 - y_1^2}{4a(\tau-t)}\right]. \quad (8)$$

Анализ (8) рационально производить для поверхности проката, т.е. при  $y_1=0$ , а значит для максимальной температуры:

$$T_{max}(x_1, \tau_1) = \frac{q}{2\lambda\pi} \int_0^{\tau_1} dt \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{dx_u}{\tau-t} \cdot \exp\left[-\frac{[x_1-x_u]^2}{4a(\tau-t)}\right]. \quad (9)$$

Интеграл  $\int_{-\infty}^{+\infty} \exp\left[-\frac{[x_1-x_u]^2}{4a(\tau-t)}\right] dx_u = \sqrt{4a\pi(\tau-t)}$  аналогичен интегралу (4).

Подставив его в (9), получим:

$$T_{max}(\tau_1) = \frac{q\sqrt{a}}{\lambda\sqrt{\pi}} \int_0^{\tau_1} dt \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{dt}{\sqrt{\tau_1-t}}. \quad (10)$$

Интеграл  $\int_0^{\tau_1} \frac{dt}{\sqrt{\tau_1-t}} = 2\sqrt{\tau_1}$ . Таким образом, с учетом коэффициента ввода

$\beta$ , получим:

$$T_{max} = \frac{2 \cdot q \cdot \sqrt{a} \cdot \beta}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \sqrt{\tau_1}. \quad (11)$$

Выполним анализ влияния режимов обдирочного шлифования на  $T_{max}$  опираясь на экспериментальные данные зависимости глубины шлифования  $h$  от  $P_y$  и  $V$ . В [1] приведены результаты эксперимента при шлифовании стали ШХ15 кругом ПП 300x30x75, в результате которого получена зависимость:

$$h = 0,887 + 0,302x_1 - 0,164x_2 - 0,1x_1x_2 - 0,22x_1^2,$$

где  $x_1 = \frac{P_y - P_o}{J_p}$ ,  $x_2 = \frac{V - V_o}{J_v}$  - кодированные значения факторов  $P_y$  и  $V$ ;  $P_o, V_o$

- основные уровни факторов;  $J_p, J_v$  - интервалы варьирования факторов.

Перейдем от кодированных значений факторов к натуральным их значениям  $P_y$  и  $V$ :

$$h(P_y, V) = -0,2158 + 0,0841P_y + 0,0004V - 0,0022P_y \cdot V - 0,000974 \cdot P_y^2. \quad (12)$$

Анализ влияния  $P_y$  и  $V$  на  $T_{max}$  согласно (11) рационально производить последовательным анализом зависимостей всех составляющих выражения (11) от  $P_y$  и  $V$ . Такой анализ показан на рис. 3. На этом рисунке приведены расчеты зависимостей  $h(P_y, V)$ ,  $L(P_y, V)$ ,  $Pe(P_y, V)$ ,  $\beta(P_y, V)$ ,  $q(P_y, V)$ ,  $T_{max}(P_y, V)$ . Все эти зависимости вычисляются с учетом размерностей исходных данных:  $V$ , м/мин;  $P_y$ , Н/мм;  $L$ , мм;  $q$ , Дж/(мм<sup>2</sup>·с) и выведены на двумерные графики равных уровней в диапазоне варьирования  $P_y=(10\dots40)$  Н/мм;  $V=(4\dots10)$  м/мин. На рис. 3 скорость проката  $V$  обозначена как  $V_{oc}$ .

График зависимости  $Pe(P_y, V)$  (массив  $M1$ ) подтверждает что  $Pe > 10$  во всем диапазоне изменения  $P_y$ ,  $V$ . Обращает на себя внимание зависимость  $h(P_y, V)$  (массив  $M$ ). Глубина шлифования уменьшается с ростом  $V$  во всем диапазоне ее изменения. С ростом  $P_y$  глубина  $h$  растет, но не во всем диапазоне его изменения. В диапазоне  $P_y$  больше примерно 30Н/мм дальнейший рост  $P_y$  не приводит к росту  $h$ . Это объясняется изменением условий работы и износа круга. В диапазоне  $P_y < 30$ Н/мм круг работает в режиме самозатачивания, а при  $P_y > 30$ Н/мм он очевидно уже работает в режиме осыпания. С увеличением  $P_y$  съем материала проката не увеличивается, а значительно увеличивается износ круга.

Очень интересна зависимость коэффициента ввода тепла  $\beta(P_y, V)$  (массив  $M2$ ). Во-первых, значения  $\beta$  заметно меньше единицы, т.е. только (0,65 – 0,5) выделившегося тепла от работы шлифования переходит в прокат. При этом рост как  $V$  так и  $P_y$  ведет к уменьшению доли тепла переходящего в прокат и наибольшее влияние на  $\beta$  оказывает  $P_y$ . Важнейший параметр зависимости (11) – это тепловой поток  $q$ , с учетом коэффициента  $\beta$ , в зависимости от  $P_y$  и  $V$  выведен на график (массив  $M3$ ). Из него видно, что скорость осевой подачи  $V$  мало влияет на  $q$ , а в основном на  $q$  влияет  $P_y$ . Противоположна роль  $P_y$  и  $V$  во влиянии на  $\tau_l$  – время контакта (оно в основном зависит от  $V$ ). С ростом  $V$  оно уменьшается. Значительное уменьшение  $\tau_l$  с ростом  $V$  объясняется не только абсолютным ростом скорости пробегания прокатом какого-то расстояния (например  $L$ ), а и уменьшением этого расстояния, т.к. с ростом  $V$  уменьшается глубина  $h$  (см. массив  $M$ ), а следовательно и  $L$  – длина дуги контакта.

Итоговая зависимость  $T_{max}(P_y, V)$  (массив  $M5$ ) показывает влияние  $P_y$  и  $V$  на  $T_{max}$ . Рост  $V$  ведет к уменьшению  $T_{max}$ , а рост  $P_y$  к увеличению.

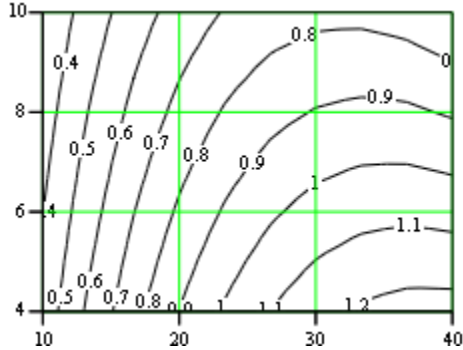
Однако однозначно рекомендовать увеличение осевой подачи проката  $V$  для уменьшения нагрева его нельзя. Это объясняется следующим. Основным нормируемым параметром операции сплошной зачистки проката обдирочным шлифованием является съем поверхностного дефектного слоя за один проход. Таким образом, задаваемая глубина шлифования должна быть равна толщине дефектного слоя.

Предположим, что желаемая глубина шлифования достигается каким-то сочетанием  $P_y$ ,  $V$ . Желание уменьшить нагрев проката увеличением  $V$  потребует для обеспечения необходимой глубины шлифования  $h$  увеличение усилия прижима  $P_y$ , которое в свою очередь ведет к росту температуры.

Py := 10, 11.. 40      Voc := 4, 5.. 10      Dk := 300      a := 6.7      Vk := 40      λ := 0.0335

$$h(Py, Voc) := -0.2158 + 0.0841 \cdot Py + 0.0004 \cdot Voc - 0.0022 \cdot Py \cdot Voc - 0.000974 \cdot Py^2$$

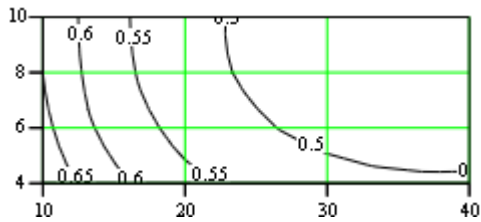
M := CreateMesh (h, 10, 40, 4, 10, 10, 10)



M

$$\beta(Py, Voc) := \frac{1}{1 + h(Py, Voc) \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot Voc \cdot 1000}{60 \cdot L(Py, Voc) \cdot a \cdot \pi}}}$$

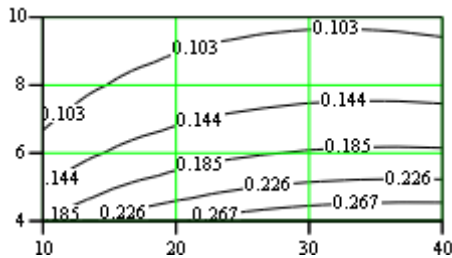
M2 := CreateMesh (β, 10, 40, 4, 10, 10, 10)



M2

$$\tau_1(Py, Voc) := \frac{L(Py, Voc) \cdot 60}{Voc \cdot 1000}$$

M4 := CreateMesh (τ1, 10, 40, 4, 10, 10, 10)

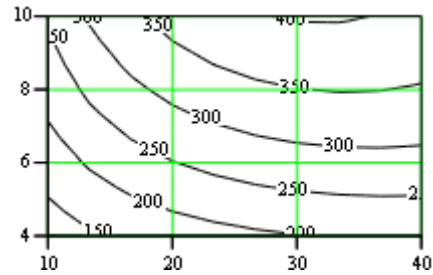


M4

$$L(Py, Voc) := \frac{\sqrt{Dk \cdot h(Py, Voc)}}{\cos(0.349)}$$

$$Pe(Py, Voc) := \frac{Voc \cdot L(Py, Voc) \cdot 1000}{a \cdot 60}$$

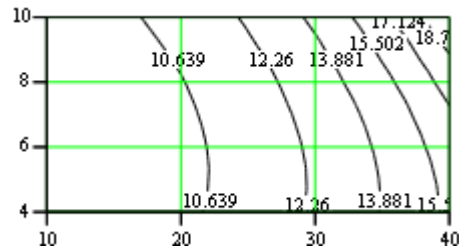
M1 := CreateMesh (Pe, 10, 40, 4, 10, 10, 10)



M1

$$q(Py, Voc) := \frac{Py \cdot \beta(Py, Voc)}{2.5} \cdot \frac{Vk}{L(Py, Voc)}$$

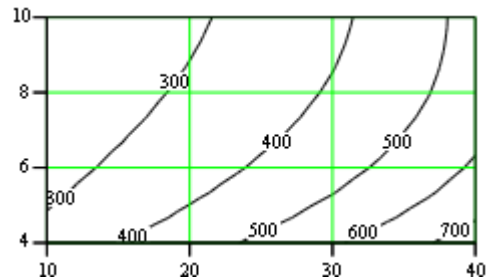
M3 := CreateMesh (q, 10, 40, 4, 10, 10, 10)



M3

$$T_{max}(Py, Voc) := \frac{2 \cdot q(Py, Voc) \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau_1(Py, Voc)}$$

M5 := CreateMesh (Tmax, 10, 40, 4, 10, 10, 10)



M5

Рис. 3. Влияние  $V_{oc}$  на параметры  $h$ ,  $Pe$ ,  $\beta$ ,  $q$ ,  $\tau_1$ ,  $T_{max}$  обдирочного шлифования.



Таким образом, желаемое снижение  $T_{max}$  не будет достигнуто. Сказанное выше подтверждает рис. 4, где совмещены зависимости  $h(Py, V)$  и  $T_{max}(Py, V)$ .

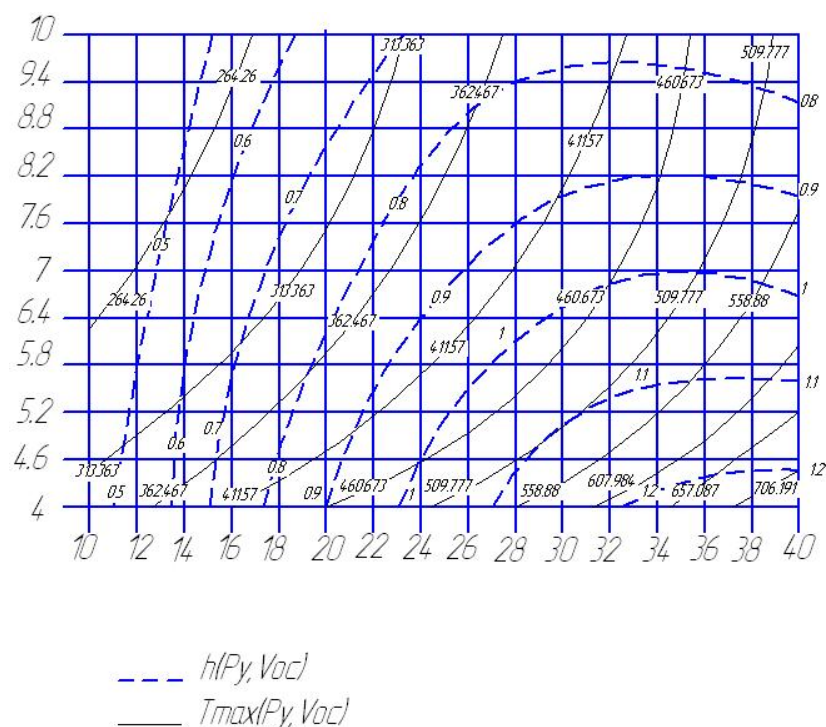


Рис. 4. Зависимость глубины шлифования  $h$  и температуры  $T_{max}$  от режимов шлифования  $(P_y, V_{oc})$ .

Предположим, выбрано сочетание режимов шлифования  $P_y=22\text{Н/мм}$ ,  $V=5,2$  м/мин для глубины шлифования  $h=0,9\text{мм}$ . Если увеличивать скорость  $V$ , то для обеспечения  $h=0,9\text{мм}$  надо увеличивать  $P_y$  и понижение температуры не будет достигнуто. Такой вывод справедлив к области больших глубин шлифования  $h \geq 0,7$  мм. Рассмотрим область небольших глубин шлифования ( $h < 0,7\text{мм}$ ). Так, при увеличении скорости проката с 4 м/мин до 10 м/мин при шлифовании с  $h=0,6\text{мм}$  необходимо увеличить  $P_y$  незначительно с  $\approx 13$  Н/мм до 19 Н/мм и максимальная температура уменьшится с  $360^\circ\text{C}$  до  $270^\circ\text{C}$ . Следовательно, в области  $V < 7$  м/мин увеличение  $V$  ведет к уменьшению температуры шлифования.

**Выводы.** 1. Получено описание температурного поля в шлифуемом прокате при наклонном по направлению к осевой подаче источнике тепла.

2. Показано, что погрешность расчета максимальной температуры проката от полосового источника тепла, лежащего на прокате, в сравнении с температурой от наклонного источника тепла не превышает 3%.

3. Показана приемлемость применения понятия “быстродвижущийся” к источнику тепла при обдирочном шлифовании.

4. Получена формула максимальной температуры на поверхности проката при обдирочном шлифовании.

5. Установлено влияние режимов обдирочного шлифования (усилия прижима  $P_y$  круга к прокату и скорости осевого его перемещения  $V$ ) на максимальную температуру проката.

6. Показано, что в области глубин шлифования менее 0,7 мм увеличение скорости проката ведет к уменьшению максимальной температуры при неизменной глубине шлифования. В области глубин шлифования  $h > 0,7$  мм увеличение скорости проката  $V$  не приводит к уменьшению максимальной температуры при неизменной глубине шлифования.

**Список литературы:** 1. Сталинский Д. В. Теория и методы проектирования технологии обдирочного шлифования / Д.В. Сталинский. – Х.: Рубикон, 2001. – 229 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством шлифования / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 168 с. 3. Якимов А.В. Тепловые процессы при обычном и прерывистом шлифовании / А.В. Якимов и др. – Одесса: ОГПУ, 1988. – 274 с. 4. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с.

**УДК 621.921**

## **ШЛИФПОРОШКИ ИЗ КИБОРИТА: ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА**

**Лавриненко В.И.**, докт. техн. наук, **Никитин Ю.И.**,  
**Пасичный О.О.**, канд. техн. наук

*(Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев)*

*The technology of the manufacture and performance of the grinding powders kiborita*

Поликристаллические сверхтвердые материалы (ПСТМ) все шире используются для изготовления лезвийных инструментов, фильер в буровом инструменте. Весьма перспективным являются технологии изготовления из них шлифпорошков и абразивных инструментов различного назначения. PSTM из-за своей поликристаллической структуры значительно лучше сопротивляются ударным нагрузкам, чем монокристаллы алмаза, и, несмотря на сравнительно меньшую твердость, имеют более высокие значения пределов прочности на растяжение и поперечный сдвиг, что объясняется высокой однородностью твердости и стойкости к истиранию во всех направлениях. Для существующих в данное время инструментальных PSTM на основе нитрида бора характерен достаточно широкий диапазон физико-механических свойств, связанный с технологией получения и формируется при изготовлении структурой материала.

Поликристаллический сверхтвердый материал киборит разработан Институтом сверхтвердых материалов НАН Украины (ИСМ) путем активированного спекания микропорошков кубического нитрида бора при высоких давлениях. Киборит предназначен в основном для оснащения инструмента (резцов), обрабатывающего специальные жаропрочные сплавы с высоким содержанием никеля и хрома, наплавки высокой и средней твердости, а также закаленных сталей, высокопрочных чугунов.

Сверхтвердый материал киборит выпускается в ИСМ согласно разработанных технологического процесса и технических условий и представляет собой пластины круглой формы трех типоразмеров (диаметром 7,0; 7,5 и 8,0 мм и

высотой 3,5мм). По качеству поверхности пластины киборита разделяются на 4 группы, первые три из которых используются для оснащения лезвийного инструмента, пластины четвертой группы, из-за дефектов на поверхности (сколы, трещины), не могут быть использованы для режущих вставок. Учитывая, что в четвертую группу попадает около 50% всех пластин (об этом свидетельствует опыт производства киборита) совершенно очевидна необходимость разработки технологии изготовления из киборита этой группы шлифпорошков, предназначенных для использования в абразивном инструменте.

Технологический процесс изготовления шлифпорошков из ПСТМ включает целый ряд операций, среди которых основными и наиболее важными для достижения необходимого качества конечного продукта являются механическое дробление, химическая очистка, классификация размерам зерен, сортировка по форме зерен различным физико-механическим характеристикам. При разработке технологии изготовления шлифпорошков из киборита особенно сложной задачей явился выбор оптимального метода и оборудования для дробления исходного продукта, а также разработка технологической схемы и режимов осуществления этого процесса. Сложность этой задачи обуславливается уникальными физико-механическими характеристиками киборита, прежде его высокими значениями твердости, плотности и ударной вязкости.

Экспериментальным работам по выбору метода дробления предшествовал анализ механизма основных известных методов, реализованных в различных видах современных дробильных аппаратов.

Основные методы дробления подразделяются на несколько видов, в зависимости от способа воздействия механической нагрузки на обрабатываемый материал: а) раздавливающие; б) разрывающие; в) срезающие; г) разламывающие; д) истирающие; е) ударные; ж) раскалывающие.

Выбор того или иного способа создания разрушающих напряжений при дроблении зависит от свойства материала. Так раздавливающие (а) применяются, главным образом при дроблении керамических и минеральных материалов, обладающих небольшой энергией разрушения, разрыв (б), - волокнистых, срез (в), разламывание (г) и истирание (д) – для материалов средней твердости. Очень твердые материалы лучше всего подвергать дроблению ударными методами (е), а раскалывание применяют чаще всего для материалов с анизотропией прочностных свойств. С учетом сказанного выше, а также реальных возможностей имеющегося оборудования экспериментальные работы по дроблению киборита были проведены на следующих дробильных аппаратах:

1) бегунковая дробилка, реализующая метод дробления раздавливанием. Принцип ее действия заключается в том, что рабочие валки вращаются относительно горизонтальных осей и скользят по поверхности вращающейся тарелки. Обрабатываемый материал раздавливается между валками и тарелью, усилие раздавливания регулируется пружинами;

2) роторная дробилка конструкции ИСМ (ударное и истирающее воздействие). Принцип действия ее состоит в том, что исходный материал подается в камеру дробилки, где подвергается ударному воздействию рабочих элементов

вращающегося ротора и камеры, а также в результате соударения зерен и трения слоев материала относительно стенок по различной высоте рабочей камеры;

3) дисковый истиратель типа ОЦ-1А, в котором процесс дробления осуществляется за счет истирания и раскалывания исходного материала между рабочими поверхностями вращающегося и неподвижного дисков, имеющих специальную конфигурацию;

4) щековая дробилка конструкции ИСМ. Щековые дробилки являются наиболее типичными представителями дробильного оборудования, реализующего ударный метод дробления. Принцип действия основан на ударном разрушении исходного материала между двух щек (плит), одной неподвижной и второй, совершающей колебательные движения с помощью эксцентрика, тяг и распорных плит.

Проведенные исследования по дроблению киборита на описанных выше дробилках показали, что бегунковая дробилка и дисковый истиратель совершенно не обеспечивают возможности дробления киборита, т.к. разрушающие условия, возникающие в них, явно недостаточны. После обработки на этих дробилках киборита не замечены существенные следы разрушения.

Как и следовало ожидать, более приемлемыми оказались дробилки, в которых реализуется ударное воздействие на обрабатываемый материал. При дроблении в роторной дробилке происходит откалывание отдельных кусков материала от кромок исходных брикетов, истирание брикетов и раскалывание их на 2-3 части. Около 90% обрабатываемых брикетов киборита за один цикл обработки не разрушаются, а только 10% в той или иной степени подвергается разрушению. Кроме того, в связи с особо высокой прочностью киборита, даже при дроблении небольших проб (100-200 карат) наблюдается резкий износ рабочих элементов ротора, а также деформация колосниковой решетки. Принципиально дробление киборита в такого типа дробилках возможно при изменении конструкции колосниковой решетки и упрочненной футеровке ротора, однако эффективность этого метода дробления недостаточна. Для ее повышения требуется применение многостадийной схемы дробления.

Наиболее эффективным оказалось дробление брикетов киборита на щековой дробилке в связи с тем, что мощность ударного воздействия на ней наивысшая по сравнению с другими видами дробилок, практически вся потребляемая мощность вкладывается в ударную нагрузку. Основными варьирующими технологическими параметрами при работе на щековой дробилке являются ширина щели и производительность дробления. В процессе обработки ширина щели изменялась от максимальной для данной конструкции  $4,5 \div 5$  мм до  $2 \div 2,5$  мм при переходе от стадии к стадии дробления (3 стадии). Производительность выбиралась исходя из тех соображений, чтобы одновременно в зоне дробления находилось не более 4-5 брикетов киборита, т.к. усилие дробления на каждый брикет обратно пропорционально количеству брикетов в зоне дробления. Оптимальная производительность дробления составила 10-12 тыс. кар/ч. Увеличение производительности нецелесообразно, т.к. это повышает нагрузку на тягу дробилки и может привести к ее поломке. Подробней технологическая

схема и результаты дробления описаны ниже. После дробления продукт подвергается химической обработке с целью удаления посторонних примесей, вносимых в процессе дробления и частично металлических примесей, имеющих в поликристаллах и выходящих на поверхность зерен при их дроблении. Химобработка производится соляной кислотой с нагрузкой до кипения в течение около одного часа. Химобработка осуществляется в термостойких химических стаканах в вытяжных шкафах конструкции ИСМ.

После химической очистки и сушки в сушильном шкафу продукт дробления киборита необходимо разделить по крупности для получения шлифпорошков узкого диапазона зернистостей. Этот процесс осуществляется с использованием комплекта плетенных проволочных на виброситах конструкции ИСМ при загрузке исходного дробленного продукта на верхнее сито 800 карат и времени рассева на одну порцию – 10 мин.

В результате на основе проведенных исследований разработана технологическая схема и режимы изготовления шлифпорошков из киборита. При этом режимы обработки пластин киборита выбирались с учетом необходимости повышения выхода крупных зернистостей шлифпорошков (от 630/500 и выше), так как на основании предварительных исследований проведенных в инструментальных лабораториях, установлено, что именно крупные зернистости являются наиболее необходимыми для эффективного использования в абразивном инструменте. Полученные по разработанной схеме шлифпорошки исследовались по основным характеристикам, которые регламентируются общепринятыми стандартами на порошки из СТМ. К числу этих характеристик относятся зерновой состав, показатель прочности при статическом одноосном сжатии, абразивная способность (для мелких зернистостей шлифпорошков), содержание примесей. Изучалась также форма зерен для отдельных зернистостей порошков.

Полученные результаты исследований свидетельствуют о том, что по показателю прочности шлифпорошки из киборита значительно превосходят наиболее близкие аналоги отечественного производства – шлифпорошки гексанита А (выход крупных зернистостей гексанита 1250/1000 – 500/400 составил 55-60%). Эти шлифпорошки выпускаются двух марок СГА и ДГА, полученные синтезом из вюрциподобного нитрида бора и дроблением спеков. Высокие прочностные характеристики шлифпорошков киборита, а также угловатая конфигурация зерен при развитой поверхности обуславливают высокую абразивную способность этих порошков. Абразивная способность порошков из киборита выше абразивной способности алмазных порошков, широко используемых в абразивных инструментах. Для сравнения отметим, что абразивная способность порошков кубонита КР63/50 составляет 1,3, для кубонита КТ63/50 -2,0, а для киборита 63/50 – 8,7.

Исследование по методике ИСМ зернового состава опытных партий полученных шлифпорошков киборита показало, что содержание зерен основной фракции в них находится в пределах от 66...82%, крупной фракции – до 12%, мелкой – от 0...3%, а однородность зернового состава составила  $K_{одн.} = 0,65$ .

УДК 621.921

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ЗАТОПЛЕННЫМИ СТРУЯМИ МЕЛКИХ ДЕТАЛЕЙ

**Андилахай А.А.**, канд. техн. наук (ГВУЗ “Приазовский государственный  
технический университет”, г. Мариуполь)

*We propose new methods of experimental research parameters abrasion flooded streams, allowing scientifically approach the selection of optimum processing conditions*

В машиностроении получил широкое применение способ струйно-абразивной обработки [1, 2]. Способ получения декоративной поверхности с помощью струй сжатого воздуха, затопленных абразивной суспензией [3,4], отличается от аналогичных способов тем, что абразивный материал, находящийся в составе абразивной суспензии, присоединяется к струе сжатого воздуха за пределами сопла, а не прокачивается через него, что, как правило, приводит к быстрому износу, прежде всего, канала сопла. Поскольку при струйно-абразивной обработке используется свободный зернистый абразив, исключаются прижоги, температурные и силовые деформации обрабатываемых деталей.

Управляя скоростью и концентрацией абразивных частиц в несущей их воздушной струе, можно получить не только декоративную поверхность, но и очистить ее от окисной пленки, окалины, коррозии, лакокрасочных покрытий, удалить заусенцы, скруглить острые кромки, исключить образование бликов, благодаря образованию матовой поверхности, упрочнить поверхностный слой, подготовить поверхности под гальванопокрытия. Привлекательной стороной струйно-абразивной обработки затопленными струями является высокая стойкость воздушных сопел, возможность применения для обработки деталей сложной пространственной формы, непрерывность процесса, управляемость процессом и простота технологического оборудования.

Воздушно-абразивная струя, затопленная в абразивной суспензии, относится к гетерогенной динамической среде, к классу водо-воздушно-абразивные взвеси, основной особенностью которого является совместное движение воздушной среды, капель жидкости и распределенных в ней абразивных частиц. При этом воздушная фаза является несущей средой, её движение определяет движение абразивных зерен и капель жидкости. Целью работы является определение скорости абразивных частиц, полученной ими в процессе струйно-абразивной обработки по длине и ширине воздушно-абразивной струи.

Получение достоверной величины скорости абразивных частиц позволит выявить наиболее эффективную конструкцию сопла (конфигурацию и габаритные размеры), рациональное расстояние обрабатываемой поверхности от среза сопла, оптимальное расстояние между соседними соплами, вид и зернистость абразивного материала (порошка), а также режим подачи сжатого воздуха

(скважность импульсов, т. е. отношение периода повторения к длительности импульса). Технологические характеристики струи определяются ее обрабатывающей способностью, зависящей от кинетической энергии удара абразивных частиц, концентрации, а также их режущей способностью. Поскольку масса абразивных зерен в процессе обработки неизменна, целесообразным является достижение максимально возможной скорости частиц, от которых зависит глубина отпечатков на обрабатываемой поверхности.

Скорость абразивных частиц определяли с помощью вращающегося с заданной скоростью цилиндра 1 (рис. 1) с отверстием 2, внутренний диаметр которого представляет собой расстояние  $L$  от среза сопла до обрабатываемой поверхности. Внутри цилиндра 1 установлен плоский раструб 3 на кронштейне 4 неподвижно так, что ось его симметрии совпадает с осью пневматического сопла 5. Над срезом сопла установлена воронка с абразивными частицами 6. На противоположной по отношению к отверстию внутренней поверхности цилиндра расположен экран 7 с липким слоем для улавливания абразивных частиц.

Эксперименты проводили на базе токарного станка с различными диаметрами цилиндров и соответствующими размерами раструбов.

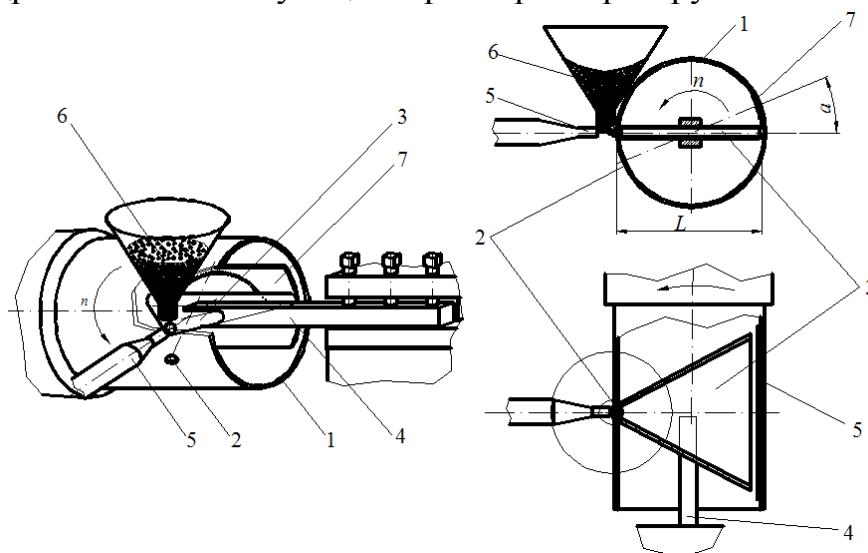


Рис. 1. Устройство для определения скорости частиц в струе сжатого воздуха.

Эксперименты проводили на базе токарного станка с различными диаметрами цилиндров и соответствующими размерами раструбов. Частоту вращения шпинделя (цилиндра) определяли с помощью электронного тахометра мод. DT-2234C<sup>+</sup>. На рис. 2 представлена схема расположения предыдущего и последующего цилиндров. На основе проведенных опытов с двумя диаметрами цилиндров были получены скорости в пяти точках, т.е. в начальной точке, в средней и конечной для первого цилиндра, а также в средней и конечной для второго цилиндра.

Цилиндр с отверстием закрепляли в трехлачковом самоцентрирующем патроне, сопло, воронку с абразивным порошком и плоский раструб - в резцедержателе. Пневматическое сопло совмещали с радиальным отверстием в цилиндре и осью симметрии плоского раструба. Цилиндру задавали определен-

ную частоту вращения, через сопло подавали сжатый воздух, а из воронки подавали абразивный материал. В моменты совпадения отверстия цилиндра с отверстиями сопла и плоского раструба порция абразивных частиц проходит длину раструба и, достигнув противоположной внутренней липкой поверхности цилиндра, остается на ней. За время прохождения абразивной частицей диаметра цилиндра (внутри неподвижного раструба) он (цилиндр) повернется на некоторый угол  $a$ . Величина угла  $a$  в совокупности с известными частотой вращения цилиндра  $n$  и его диаметром  $L$  позволяют определить среднюю скорость абразивных частиц на участке от среза сопла до противоположной стенки цилиндра, т.е. на участке  $L$ :

$$t = \frac{L_{\text{цил}}}{V_{\text{абр}}} = \frac{l_{\text{дуги}}}{V_{\text{цил}}}, \quad (1)$$

где  $t$  – время полета абразивной частицы внутри цилиндра, поворота цилиндра на угол  $a$ ;  $L_{\text{цил}}$  – путь  $L$  полета абразивной частицы внутри цилиндра;  $V_{\text{абр}}$  – средняя скорость абразивной частицы на пути  $L$ ;  $l_{\text{дуги}}$  – длина дуги поворота цилиндра, соответствующая углу  $a$ ;  $V_{\text{цил}}$  – линейная скорость цилиндра.

Выразив  $l_{\text{дуги}}$  и  $V_{\text{цил}}$  через известные формулы, получим:

$$\frac{L_{\text{цил}}}{V_{\text{абр}}} = \frac{\frac{\pi L a}{360^\circ}}{\frac{\pi L_{\text{цил}} n}{1000}} = \frac{360^\circ L_{\text{цил}} n}{1000 a}, \quad (2)$$

где  $n$  – частота вращения цилиндра.

Тогда средняя скорость абразивной частицы выразится формулой:

$$V_{\text{абр}} = \frac{360^\circ L_{\text{цил}} n}{1000 a^\circ}.$$

Определение оптимальных параметров сопел является одним из наиболее важных направлений исследований процесса струйно-абразивной обработки затопленными струями. Использование разработанной методики определения скорости абразивных частиц позволило выявить наиболее эффективное сопло.

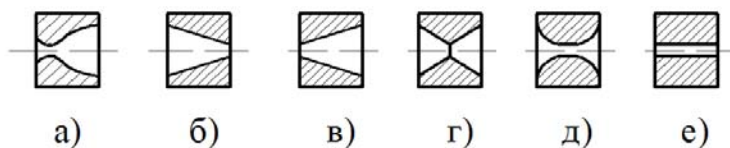


Рис. 3. Сопла для обработки затопленными струями: а – сверхзвуковое сопло Лаваля; б – сопло с прямым конусом; в – с обратным конусом; г – двоякорасширяющееся; д – галтельное; е – цилиндрическое сопло.



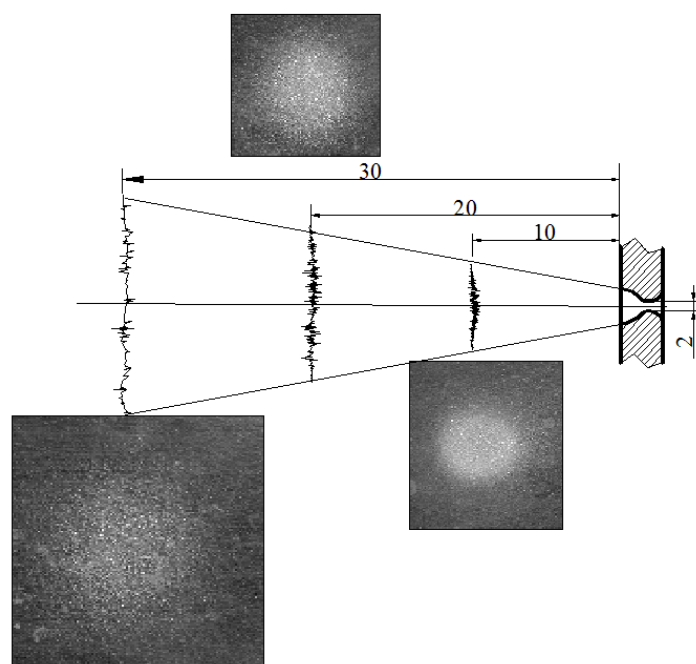


Рис. 4. Пример построения схемы струи по отпечаткам абразивных зерен на латунных образцах.

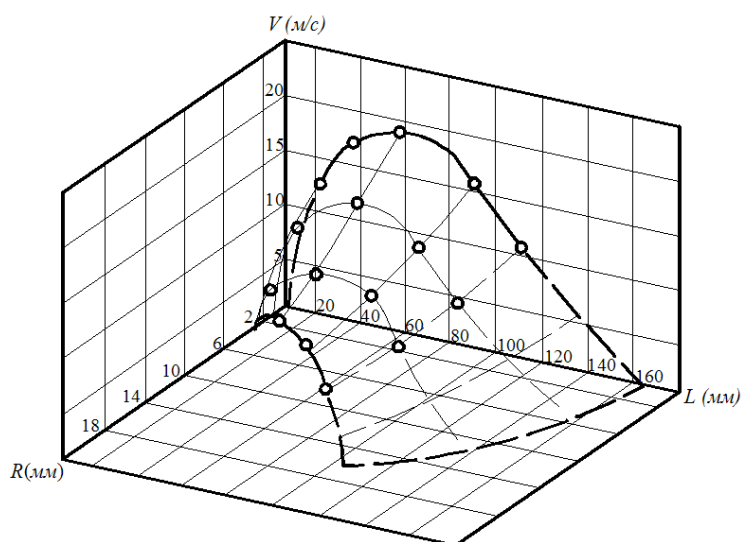


Рис. 5. Изменение скорости  $V$  абразивных зерен, присоединенных к струе сжатого воздуха по мере удаления  $L$  от среза сверхзвукового сопла (Лавалья) и от осевого сечения  $R$ . Давление сжатого воздуха 0,4 МПа, диаметр критического сечения сопла 2 мм.

Технологические возможности сопел различной конфигурации исследовали с учетом скорости абразивных зерен и размеров их отпечатков на специальных полированных латунных экранах. Полученные отпечатки оценивали с помощью профилографа-профилометра мод. 201 (рис. 4).

На рис. 5 показан график изменения средней скорости абразивных частиц в трехмерном пространстве по мере удаления от среза сопла в диапазоне от 20 до 80 мм по оси струи и по мере удаления от середины на периферию струи. До настоящего времени получение четкого изображения микрорельефа поверхности после струйно-абразивной обработки при более чем 100-200-кратном увеличении под оптическим микроскопом практически не возможно из-за малой глубины резкости. В связи с этим, для изучения состояния рельефа поверхности, использована методика компьютерного трехмерного моделирования с помощью микроинтерферометра с электронной камерой ScoreTek MDC 140N. Моделирование рельефа

поверхности посредством перехода от фрагментарных горизонтальных (послойных) снимков сечений микрорельефа ScopePhoto к трехмерному топографическому представлению позволило исследовать тенденцию изменения микрорельефа. Для построения модели использовали программную среду трехмерного моделирования Helicon 3D Viewer.

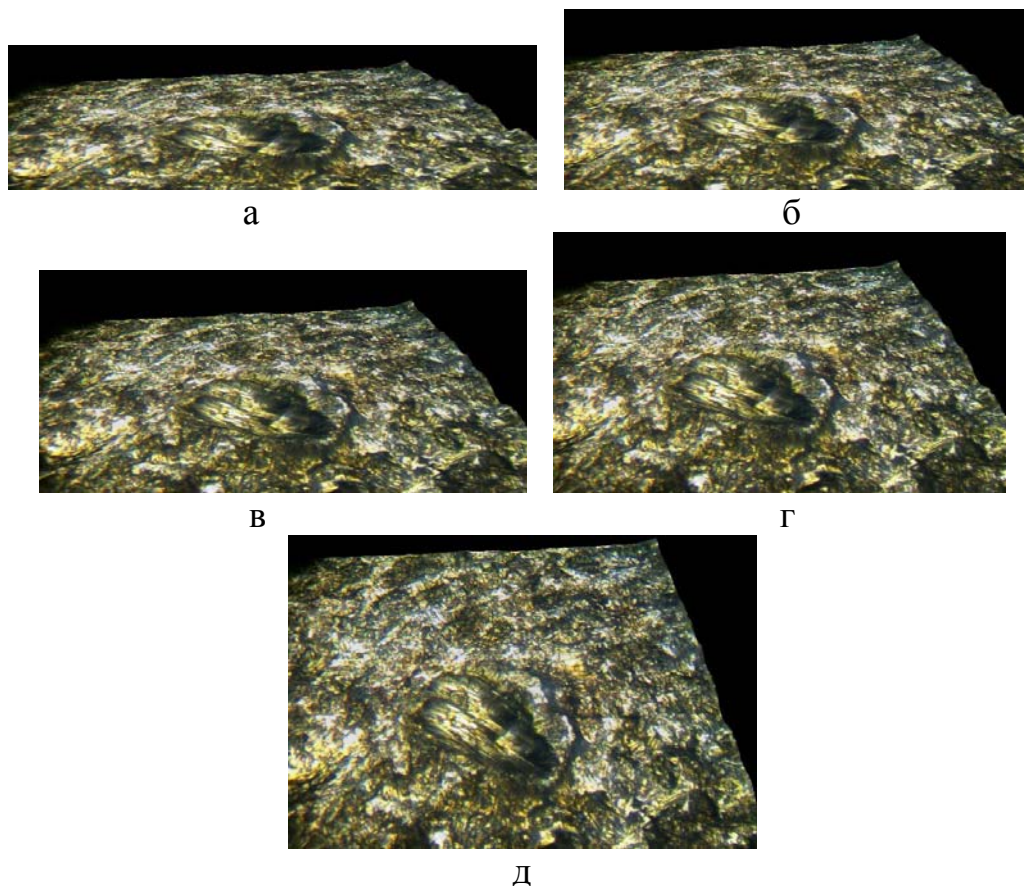


Рис. 6. Панорама поверхности со следом абразивного зерна после пяти секунд струйно-абразивной обработки: а – угол зрения  $7^\circ$ ; б –  $15^\circ$ ; в –  $30^\circ$ ; г –  $45^\circ$ ; д –  $60^\circ$ .

Построение трехмерной модели поверхности осуществляли в несколько этапов. На первом этапе собирали фотоинформацию для получения четкого изображения элементов рельефа от наиболее глубокой впадины до наиболее высокого выступа. Для этого на исследуемой поверхности с резкостью, соответствующей максимальной глубине микрорельефа, производили снимок, который заносили в базу данных (электронную папку). Далее с шагом 2 мкм переводили резкость вверх до наиболее высокой точки микрорельефа, выполняя в каждом сечении снимок, и заносили его в базу данных. Далее, на втором этапе, для возможности обработки при помощи вычислительной техники производились анализ, селекция и суммирование снимков для получения результирующего изображения. На следующем этапе запускали программную среду трехмерного моделирования Helicon 3D Viewer и открывали полученную базу данных. Файлы со снимками, полученные на разных высотах передавались в среду трехмерного моделирования Helicon 3D Viewer. Следующим этапом являлось создание базовой модели поверхности. Далее базовая модель визуализирова-

лась согласно полученным снимкам и приобретала форму поверхности, адекватную реальной. В результате создан ряд моделей поверхностей, получаемых при струйно-абразивной обработке образцов из латуни ЛС-59-1 алюминия, стали, бериллиевой бронзы БрБ2, вольфрамо-титанового сплава ВТ-1. Моделировалось состояние поверхности до обработки и через каждые 1 - 2 - 5 секунд, а также через 15 - 20 мин обработки. Согласно предложенному алгоритму были получены снимки, а также модели поверхностей (рис. 6).

Таким образом, в работе предложены новые методики экспериментальных исследований параметров абразивной обработки затопленными струями, что позволило научно обоснованно подойти к выбору оптимальных условий обработки.

**Список литературы:** 1. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А.Е. Проволоцкий – К: Техника, 1989. – 177 с. 2. Кремень З.И. Турбоабразивная обработка деталей сложного профиля / З.И. Кремень, М.Л. Миссарский, В.З. Гузель. – М.: НИИмаш, 1987. – 53 с. 3. Андилахай А.А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А.А. Андилахай. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – 190 с. 4. Андилахай А.А. Технологические возможности абразивной обработки деталей затопленными струями / А.А. Андилахай // Вісник НТУ “ХП”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХП”, 2010. – № 49. – С. 140-143.

**УДК 621.923**

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ ПОКРЫТИЯМИ**

**Иванов И.Е.**, канд. техн. наук (ГВУЗ “Приазовский государственный технический университет”, г. Мариуполь)

*An effective technology cylindrical grinding contact surfaces of the cones and cups Sediment apparatus blast furnaceswear-resistant coating materials*

В металлургии широко применяется технология нанесения на рабочие поверхности ответственных деталей износостойких покрытий с целью повышения их ресурса работы [1]. В настоящее время накоплен значительный опыт создания контактных поверхностей конусов и чаш (засыпных аппаратов доменных печей) с износостойкими наплавленными материалами, что стало важным фактором повышения их эксплуатационных характеристик. Так, в ПАО “Азовмаш” и ПАО “Металлургический комбинат имени Ильича” (г. Мариуполь) освоены и применяются эффективные технологии нанесения износостойких наплавочных материалов, например, Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC  $\geq 62$ , на контактные поверхности конусов и чаш. Благодаря упрочнению контактных поверхностей, удалось многократно повысить ресурс их работы. Однако при этом возникает чрезвычайно сложная задача механической обработки износостойких наплавочных материалов, поскольку их твердость достигает значений HRC 62 и более. Причем, данная задача возника-

ет как на начальном этапе – после нанесения наплавочного материала на рабочую поверхность, так и на конечном этапе, когда необходимо удалить остатки изношенного слоя наплавочного материала для его повторного нанесения на рабочую поверхность, т.е. на этапе восстановления изношенной поверхности. Как показала практика, применение процесса точения резцами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов оказалось малоэффективным вследствие повышенного износа и низкой стойкости резцов. Поэтому обработка износостойких наплавочных материалов производится исключительно шлифованием с использованием абразивных кругов. Попытки применения алмазных кругов на высокопрочных металлических связках также не привели к положительным результатам, т.к. они быстро засаливаются и теряют режущую способность. Для восстановления их режущей способности традиционно используется периодическая или непрерывная электроэрозионная правка [2]. Однако в условиях высокопроизводительного съема припуска она оказалась малоэффективной, поскольку не удалось устранить засаливание алмазного круга в процессе шлифования. Все это ограничило применение алмазного шлифования. Единственно возможным методом обработки данных высокотвердых материалов оказался метод шлифования абразивными кругами, работающими в режиме интенсивного износа и самозатачивания. Лишь обладая высокой режущей способностью, абразивный круг в состоянии производить съем данного труднообрабатываемого материала. При этом процесс шлифования характеризуется чрезвычайно низкой производительностью. В результате обработка контактной поверхности конуса или чаши длится несколько рабочих смен с большим расходом абразивных кругов, т.к. удельный износ круга (равный отношению объема изношенной части круга к объему снятого материала) принимает весьма большие значения (0,5 – 1). Проблема обработки усугубляется еще и относительно большой неравномерностью снимаемого припуска, составляющего 3 – 7 мм на сторону. Все это в конечном итоге усложняет возможности повышения производительности и точности обработки, в особенности достижения высоких требуемых показателей точности формы поверхности при обработке крупногабаритных чаш и конусов диаметром до 5800 мм. Из этого следует, что проблема механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами по-прежнему остается актуальной, требующей новых технологических решений. В связи с этим, целью работы является обоснование условий повышения эффективности механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами на основе применения прогрессивных лезвийных и абразивных инструментов и рациональных режимов резания. Для достижения поставленной цели были проведены сравнительные экспериментальные исследования процессов точения и круглого шлифования контактных поверхностей конусов (диаметром 5400 мм) засыпных аппаратов доменных печей, восстановленных с применением износостойкого наплавочного материала Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC  $\geq$  62. Его химический состав: С – 5,77%, Cr – 35,43%, Ni – 38,55%, Si – 2,8%, Mn – 1,09%, В – 0,31%, Zr – 0,29%. Снима-

емый припуск составлял 5 – 7 мм на сторону. Для осуществления процесса точения использовались резцы из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов различных фирм-производителей.

Точение резцами из твердых сплавов производилось на следующем режиме резания: скорость резания  $V=30$  м/мин; глубина резания  $t=1$  мм; подача  $S=0,2-0,3$  мм/об. Точение резцами из СТМ (композит 10) производилось с  $V=58$  м/мин;  $t=0,5$  мм;  $S=0,15-0,2$  мм/об, т.е. с меньшей производительностью обработки. Как установлено экспериментально, стойкость всех резцов из твердых сплавов оказалась приблизительно одинаковой, равной 25 минут, а стойкость резца из СТМ равна 20 минут. При этом установлено, что в процессе резания резец фирмы Taegu Тес подвергался равномерному изнашиванию, а на всех остальных резцах имели место сколы режущей кромки, которые собственно и определяли стойкость резцов.

Круглое наружное шлифование осуществлялось с использованием абразивных кругов: ПП 400x80x127 14А F40 СМК; ПП 400x80x127 54С F40 СМБ; ПП 400x80x127 25С F40 СМК. Режим шлифования: скорость вращения детали  $V_{\text{дет}}=23$  м/мин; поперечная подача  $S_{\text{non}}=0,05$  мм/дв. ход; продольная подача  $S_{\text{прод}}=40$  мм/мин (или  $S_{\text{прод}}=28$  мм/об). Шлифование производилось без применения смазочно-охлаждающей жидкости. Необходимо отметить, что режимы резания при точении и шлифовании были выбраны из условия примерно одинаковой производительности обработки. Так, при точении она равна 9000 мм<sup>3</sup>/мин, а при шлифовании 15700 мм<sup>3</sup>/мин. Экспериментальные исследования процесса шлифования показали, что наилучшие результаты достигаются при использовании абразивного круга ПП 400x80x127 14А F40 СМК. Его стойкость до полного износа составила 8 часов. Из этого вытекает, что стойкость резцов из твердых сплавов несоизмеримо меньше стойкости абразивного круга ПП 400x80x127 14А F40 СМК. Следовательно, расходы, связанные с износом резцов (в зависимости от их стоимости), могут превышать расходы, связанные с износом и потреблением абразивных кругов. Поэтому с этой точки зрения применение процесса шлифования более эффективно, чем процесса точения. Этим можно объяснить то, что в настоящее время на предприятиях, занимающихся обработкой контактных (рабочих) поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей, применяется круглое наружное и внутреннее шлифование, хотя и оно осуществляется с относительно низкой производительностью и требует совершенствования.

На наш взгляд, основной причиной низкой производительности шлифования является чрезвычайно низкая жесткость технологической системы, в результате чего возникают значительные упругие перемещения. Данный вывод вытекает из аналитической зависимости для определения величины упругого перемещения при круглом шлифовании по жесткой схеме [3]:

$$y = y_{\text{уст}} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (1)$$

где  $y_{\text{уст}} = B_1 \cdot t$  – упругое перемещение при установившемся во времени процессе, м;  $\varepsilon = 1 + 1/B_1$  – уточнение на проходе круга (равное отношению погреш-

ностей обработки на предыдущем и последующем проходах);  $n$  – количество проходов круга;  $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$  – безразмерный параметр;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{ш} = P_z / P_y$ ;  $P_z, P_y$  – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;  $c$  – жесткость системы, Н/м;  $H$  – ширина шлифования, м;  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с;  $t$  – номинальная глубина шлифования, м.

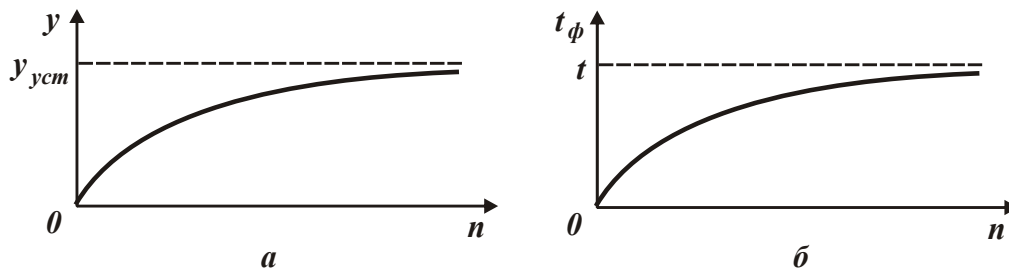


Рис. 1. Зависимости упругого перемещения  $y$  (а) и фактической глубины шлифования  $t_{\phi}$  (б) от количества проходов круга  $n$

Как следует из рис. 1,а, полученного на основе зависимости (1), с увеличением количества проходов круга  $n$  величина  $y$  увеличивается, асимптотически приближаясь к значению  $y_{уст}$ , который может во много раз превышать номинальную глубину шлифования  $t$ . Так, теоретически установлено, что для относительно небольшой жесткости технологической системы безразмерный параметр  $B_1 > 1$ , а для большой жесткости  $B_1 < 1$ . Чтобы уменьшить переходной процесс при шлифовании в случае  $B_1 > 1$  (рис. 1,а), необходимо в технологической системе создать начальный натяг, равный  $y_{уст}$ . Это позволит существенно повысить производительность обработки. В этом случае фактическая глубина шлифования  $t_{\phi}$  будет равна номинальной глубине шлифования  $t$  (рис. 1,б) и шлифование по жесткой схеме обеспечит постоянство во времени производительности обработки, определяемой из условия

$$y_{уст} = B_1 \cdot t = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma \cdot t}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (2)$$

где  $D_{дет}$  – диаметр детали, м;  $S_{прод}$  – скорость продольной подачи, м/с.

Откуда

$$Q = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot y_{уст}}{\sigma}. \quad (3)$$

Производительность обработки тем больше, чем больше параметры  $y_{уст}$ ,  $c$ ,  $V_{кр}$  и  $K_{ш} / \sigma$ . Естественно, увеличивая  $y_{уст}$ , можно существенно увеличить производительность обработки  $Q$ . Однако, как известно, существует предельная производительность обработки, определяемая прочностными свойствами рабочей поверхности круга, превышение которой приводит к интенсивному из-

носу круга, а возможно и к потере его режущей способности. Существенным ограничением производительности обработки является также возбуждение в технологической системе интенсивных колебаний вследствие трения связки круга с обрабатываемым материалом [4]. Поэтому для эффективного ведения процесса шлифования необходимо обработку производить с оптимальной производительностью, при которой круга работает в режиме равномерного износа и самозатачивания. Работа круга в режиме затупления требует его периодической правки, что не всегда эффективно. Работа круга в режиме самозатачивания также способствует уменьшению энергоемкости обработки  $\sigma$  и увеличению коэффициента  $K_{ин} = P_z / P_y$ , что обеспечивает уменьшение величины  $y_{уст}$  и соответственно снижение силовой напряженности процесса резания, т.к. тангенциальная составляющая силы резания  $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$  будет уменьшаться при заданной производительности обработки. Из этого вытекает, что лишь обеспечивая высокую режущую способность круга, выражающуюся в снижении  $\sigma$  и увеличении коэффициента  $K_{ин} = P_z / P_y$ , можно добиться уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования и соответственно повышения точности и качества обрабатываемых поверхностей. Практическим воплощением данного теоретического решения может быть применение высокопористых крупнозернистых абразивных кругов, работающих в режиме интенсивного самозатачивания и характеризующихся высокой режущей способностью.

В случае круглого продольного шлифования

$$Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot t. \quad (4)$$

Исходя из полученной зависимости, для заданной (предельной) производительности обработки  $Q$  шлифование можно производить по двум схемам: обычного многопроходного шлифования и глубинного шлифования. В первом случае обработка производится с небольшой глубиной шлифования  $t$  и повышенной скоростью продольной подачи  $S_{прод}$ . Во втором случае, наоборот, с небольшой  $S_{прод}$  и увеличенной глубиной шлифования  $t$ . В двух случаях эффект обработки будет один и тот же, т.к. реализуется одна и та же производительность обработки  $Q$ . Вместе с тем, увеличение  $S_{прод}$  предполагает увеличение скорости детали  $V_{дет}$ , а это, как известно, ведет к увеличению средней толщины среза и при шлифовании обеспечивается работа круга в режиме самозатачивания, что важно с точки зрения уменьшения энергоемкости обработки  $\sigma$ . В связи с этим, целесообразно обработку производить по схемам многопроходного шлифования с увеличенными значениями  $S_{прод}$ ,  $V_{дет}$  и небольшой глубиной шлифования  $t$ . В общем случае

$$V_{дет} = S_{прод} \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет}}{S}, \quad (5)$$

где  $S$  – продольная подача, м/об.

Как видно, скорость детали  $V_{дет}$  зависит от соотношения  $S_{прод}/S$ . Одно и то же значение  $V_{дет}$  можно достичь за счет пропорционального увеличения па-

раметров  $S_{prod}$  и  $S$ , что имеет место для рассмотренного выше случая. То же значение  $V_{дет}$  можно достичь за счет пропорционального уменьшения параметров  $S_{prod}$  и  $S$ . Очевидно, уменьшение  $S_{prod}$ , согласно зависимости (4), предполагает увеличение глубины шлифования  $t$  с целью обеспечения постоянства производительности обработки  $Q$ . Таким образом, с одинаковой эффективностью одну и ту же производительность обработки  $Q$  можно реализовать при одном значении  $V_{дет}$ , но разных значениях  $S_{prod}$  и  $t$ . При небольшом значении  $S_{prod}$  и увеличенном значении  $t$  реализуется схема глубинного шлифования, а при увеличенном значении  $S_{prod}$  и небольшой глубине шлифования  $t$  реализуется схема многопроходного шлифования. Как известно, схема многопроходного шлифования характеризуется большим вспомогательным временем обработки, поэтому с этой точки зрения целесообразно использовать схему глубинного шлифования с весьма малой скоростью продольной подачи  $S_{prod}$  и увеличенной скоростью детали  $V_{дет}$ . В принципе к такому же результату можно прийти, используя схему многопроходного шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами. В этом случае

$$Q = H \cdot V_{дет} \cdot t. \quad (6)$$

При относительно небольшой глубине шлифования, т.е. в условиях многопроходного шлифования, можно реализовать достаточно большие значения  $V_{дет}$ , что будет способствовать работе круга в режиме самозатачивания, обеспечивая его высокую режущую способность и снижение энергоемкости обработки  $\sigma$ . Это в свою очередь, приведет к снижению силовой и тепловой напряженности процесса шлифования, повышению качества и точности обрабатываемых поверхностей. Таким образом, для эффективного ведения процесса круглого шлифования можно использовать схему глубинного продольного шлифования с небольшой скоростью продольной подачи  $S_{prod}$  или схему многопроходного шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами. Обе схемы целесообразно осуществлять с повышенными значениями скорости детали  $V_{дет}$ . Данные схемы успешно реализованы на операциях круглого шлифования малых и больших конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей в производственных условиях ПАО “Азовмаш” и ПАО “Металлургический комбинат имени Ильича” (г. Мариуполь) [5]. Обработка производится на токарно-карусельном станке, оснащенном шлифовальной головкой. Обеспечиваются требуемые показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей при окончательном шлифовании. Общая трудоемкость обработки снижена в 2 раза по сравнению с ранее применявшейся технологией обычного многопроходного шлифования.

**Список литературы:** 1. Рыжов Э.В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э.В. Рыжов, С.А. Клименко, О.Г. Гуцаленко. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с.  
2. Рыбицкий В.А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями



/ В.А. Рыбицкий. – К.: Общество ”Знание” УССР, 1987. – 23 с. 3. Новиков Ф.В. Расчет и анализ закономерностей изменения величины упругого перемещения при шлифовании с течением времени обработки / Ф.В. Новиков, И.А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – 2008. – Вып. 75. – С. 299-305. 4. Иванов И.Е. Повышение производительности обработки при круглом шлифовании крупногабаритных деталей / И.Е. Иванов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2011. – Вип. 115. – С. 86-90. 5. Новиков Ф.В. Перспективные направления повышения эффективности обработки при круглом шлифовании наплавленных контактных поверхностей конусов и чаш засыпных аппаратов / Ф.В. Новиков, В.А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь. – 2011. – Вып. 13. – С. 193-201.

**УДК 621.96**

## **КОНСТРУКЦИЯ УНИВЕРСАЛЬНОГО РЕЗЦА С ДЕМПФИРУЮЩИМИ СВОЙСТВАМИ ДЛЯ СТАНКОВ С ЧПУ**

**Малыхин В.В.**, канд. техн. наук

*(ФГБОУ ВПО Юго-Западный Государственный Университет, Курск, Россия)*

**Новиков С.Г.**, канд. техн. наук

*(ФГБОУ ВПО Курский институт социального образования (филиал РГСУ))*

**Новиков Ф.В.**, докт. техн. наук

*(Харьковский национальный экономический университет)*

*We consider the design of the universal damping cutter and cutting scheme that improve the quality of treatment*

Современный этап развития машиностроения характеризуется широким применением станков с ЧПУ и технологической оснастки, обеспечивающей высокую точность и качество обработки резанием разнообразных конструкционных материалов. В инструментальных системах станков с ЧПУ важную роль выполняют резцы с многогранными неперетачиваемыми пластинами, которые используются как на черновых, так и чистовых операциях. Сдерживающим фактором применения резцов со сменными многогранными неперетачиваемыми пластинами для тонкой чистовой обработки, заменяющей процесс шлифования, являются вибрации, возникающие в процессе резания. Они уменьшают точность обработки, увеличивают износ и расход дорогостоящего инструментального материала, что в конечном итоге приводит к повышению себестоимости обработки. Проблема снижения уровня вибраций, в том числе связанного с ударными нагрузками, является актуальной, особенно с учетом возрастающих требований к качеству обработки.

Одним из способов решения данной проблемы является совершенствование конструкций резцов с целью повышения устойчивости процесса резания [1]. В частности, разрабатываются и предлагаются конструкции демпфирующих резцов. Известные резцы для чистовой обработки, содержат вставку из композиционного материала на полимерной основе с высоким демпфированием

[2, 3]. Наряду с очевидными достоинствами этих инструментов, имеются и недостатки: режущая пластина и узел ее крепления расположены непосредственно в державке, жестко закрепленной в резцедержателе, а вставка из материала с высоким демпфированием размещена в выборке внутри державки, вследствие чего не происходит надежной виброизоляции режущей пластины и узла ее крепления от металлических поверхностей державки и резцедержателя; сложность конструкции резца; большой расход материала, обладающего высоким демпфированием, идущего на изготовление вставки. Цель работы – повышение качества обработки и устойчивости процесса резания на основе разработки и применения резца с демпфирующими свойствами для станков с ЧПУ.

Для повышения качества обработки за счет обеспечения устойчивого процесса резания [4], а также снижения материалоемкости инструмента, предлагается новая конструкция универсального демпфирующего резца (рис. 1).

Режущая пластина 1 узлом ее крепления 2 жестко фиксирована на верхней поверхности Б металлической оправки 3, изготовленной в виде прямоугольного параллелепипеда и размещенной в тонкостенном контейнере 4 с равномерными зазорами  $t$  по его основанию и стенкам, при этом зазоры  $t$  заполнены вставкой 5 из материала с высоким демпфированием, а оправка 3 установлена выступающей над контейнером 4 без соприкосновения с ним режущей пластины 1 и узла ее

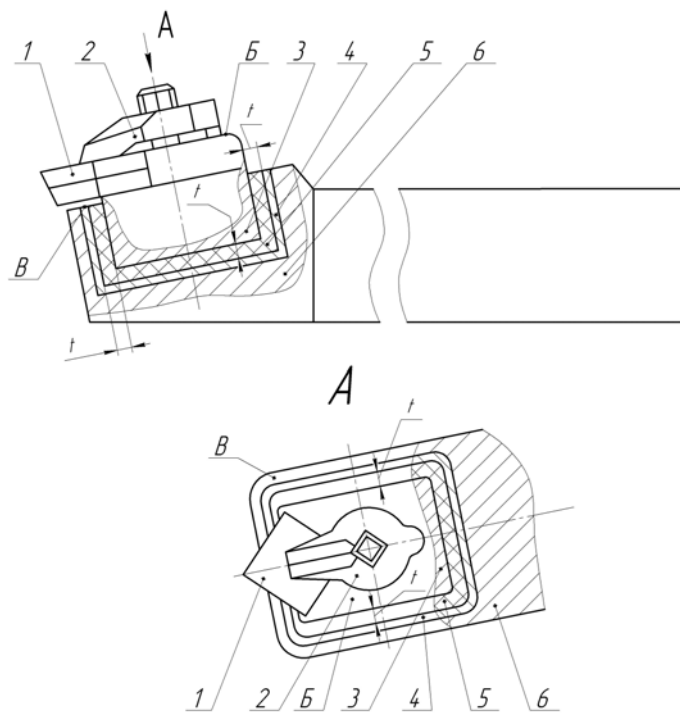


Рис. 1. Общий вид резца.

крепления 2. В выборке, выполненной по форме контейнера 4 и ориентированной по нормали к верхней плоскости В переднего конца державки 6, неподвижно закреплен контейнер 4 с обеспечением отсутствия контактирования режущей пластины 1 и узла ее крепления 2 на оправке 3 с державкой 6 и с возможностью обработки режущей пластиной 1 материала изделия.

В зависимости от вида выполняемой технологической операции жесткое фиксирование режущей пластины 1 соответствующей формы на верхней поверхности В металлической оправки 3 может быть осуществлено узлом крепления 2 любой конструкции, в том

числе и специальными резцовыми вставками. Процесс резания обрабатываемого материала универсальным демпфирующим резцом осуществляют следующим образом. При обработке режущей пластиной 1 материала изделия возникает сила резания  $\bar{P}$  (рис. 2).

Воспользуемся теоремой о параллельном переносе силы. Силу резания, не изменяя оказываемого действия, перенесем параллельно ей самой в любую

точку оправки 3, прибавляя при этом пару с моментом, равным моменту переносимой силы относительно точки, куда сила переносится. За точку переноса выбрана точка «С» на оси крепления режущей пластины к державке. Тогда на оправку 3 действуют активные сила резания  $\bar{P} = \bar{P}'$  и изгибающий момент  $M_u$ .

$$M_u = P \cdot l, \quad (1)$$

где  $l$  – расстояние от вершины резца до точки «С» между силами  $\bar{P}$  и  $\bar{P}'$ .

Вставка 5 из материала с высоким демпфированием воздействует на оправку 3 восстанавливающей силой  $\bar{F}_g$ , силой сопротивления  $\bar{F}_c$  и моментом сопротивления  $M_c$ , причем силы  $\bar{F}_g$  и  $\bar{F}_c$  вставки 5 направлены по одной прямой в противоположную сторону от силы резания  $\bar{P}'$ , а момент сопротивления  $M_c$  противоположен изгибающему моменту  $M_u$ . Восстанавливающая сила пропорциональна величине линейного перемещения оправки 3,  $F_g = c \cdot \Delta$ , где  $c$  – жесткость вставки;  $\Delta$  – величина линейного перемещения оправки, а момент сопротивления  $M_c = c' \cdot \varphi$ , где  $c'$  – жесткость вставки при кручении;  $\varphi$  – угол поворота державки. Вставка 5 выполнена из материала с высоким демпфированием, поэтому ее сила сопротивления пропорциональна второй или высшей степени линейной скорости перемещения оправки 3, т.е.  $M_c = \mu \cdot v^2$ , где  $\mu$  – коэффициент сопротивления;  $v$  – скорость перемещения оправки.

Державка 6 испытывает действующие усилия, равные разностям силы резания и суммы сил восстанавливающей и сопротивления, а также изгибающего момента и момента сопротивления материала вставки 5. Подбирая жесткость материала с высоким демпфированием вставки 5 можно минимизировать

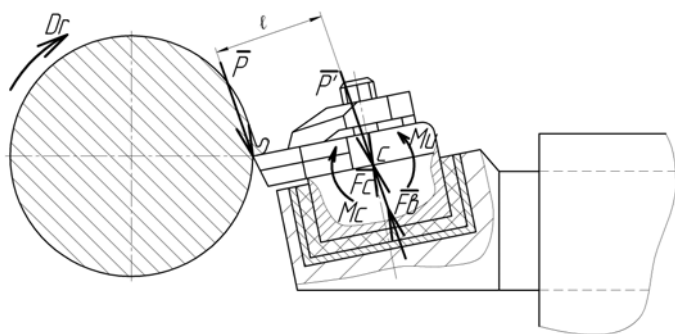


Рис. 2. Схема действия сил на державку резца при обработке заготовки.

внешние воздействия на державку 6 и, следовательно, изгибы выступающего конца державки 6 без дополнительных конструктивных разработок, так как выборка в державке занимает незначительный объем и при низких внешних нагрузках практически не снижает жесткость и прочность державки.

Предлагаемая конструкция резца позволяет:

1. Повысить качество обработки эффективным демпфированием возникающих в процессе резания вибраций за счет того, что оправка с жестко фиксированной на ней узлом крепления режущей пластины размещена во вставке из материала с высоким демпфированием без возможности контактирования режущей пластины и узла ее крепления с контейнером и державкой.

2. Повысить надежность устойчивого процесса резания, так как вставка из материала с высоким демпфированием виброизолирует ударные нагрузки как в направлении от детали и режущей пластины к державке и резцедержателю, так и в обратном – от резцедержателя и державки к режущей пластине и детали.

3. Подбором жесткости материала вставки с высоким демпфированием минимизировать внешние нагрузки на державку и деформации выступающего ее конца без дополнительных конструкторских разработок.

4. Снизить материалоемкость резца за счет уменьшения расхода материала с высоким демпфированием для изготовления вставки, так как она заполняет лишь зазоры между державкой и контейнером.

Таким образом, предлагаемый универсальный демпфирующий резец позволяет достичь технического результата по повышению качества обработки и надежности устойчивого процесса резания, а также упрощению конструкции резца и снижению его материалоемкости. Новизна принятых решений позволила подготовить заявку на изобретение № 2010145193.

**Список литературы:** 1. Кудряшов Е.А. Повышение эффективности работы инструментов из сверхтвердых материалов в сложных технологических условиях / Е.А. Кудряшов, Е.И. Яцун, Е.В. Павлов и др. // Сб. трудов XVII межд. научн.-технич. конф.: Машиностроение и техносфера XXI века, т. 2. – Донецк, 2010. – С. 51-55. 2. А.с. СССР №1620212, кл. В23В27/00, 1991. Бюл. №2. 3. Патент РФ №2009768 МПК<sup>5</sup> В23В27/00, 1994 г. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. "Резание материалов лезвийными инструментами". – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с.

**УДК 621.923**

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС РЕДУКТОРОВ ПРИВОДОВ ШАХТНЫХ КОНВЕЙЕРОВ**

**Новиков Ф.В.**, докт. техн. наук, проф.

*(Харьковский национальный экономический университет)*

**Нежебовский В.В.**, канд. техн. наук *(ПАО ХМЗ "Свет шахтера", Харьков),*

**Гершиков И.В.** *(ЗАО "Азовский машиностроительный завод", Бердянск)*

*Optimal parameters and characteristics of the regime grinding abrasive wheels with the temperature factor for gear grinding operations gear reducer of underground mining*

**Актуальность задачи.** Зубчатые колеса являются наиболее ответственными деталями машин, работающими в условиях интенсивного трения и износа, к качеству изготовления которых предъявляются весьма высокие требования. В особой мере это относится к зубчатым колесам редукторов приводов шахтных конвейеров, которые работают в условиях больших нагрузок и поэтому должны обладать высоким уровнем надежности и ресурса работы. Одним из эффективных путей повышения работоспособности зубчатых колес является совершенствование операций зубошлифования, на которых окончательно формируются параметры качества и точности обрабатываемых поверхностей [1, 2]. Однако, как показывает практика, обеспечить требуемое качество обработки на

операциях зубошлифования достаточно сложно, что связано, прежде всего, с тепловыми явлениями, возникающими при шлифовании, и образованием на обрабатываемых поверхностях различных температурных дефектов (микротрещин, прижогов и т.д.) [3]. Это приводит к снижению ресурса работы зубчатых колес (рис. 1). В связи с этим, представляется важным и актуальным изыскание новых технологических возможностей повышения качества и производительности обработки зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров, в частности, выпускаемых ПАО Харьковский машиностроительный завод "Свет шахтера", который является основным производителем шахтных конвейеров в Украине. В создаваемых редукторах используются различные типы зубчатых передач:

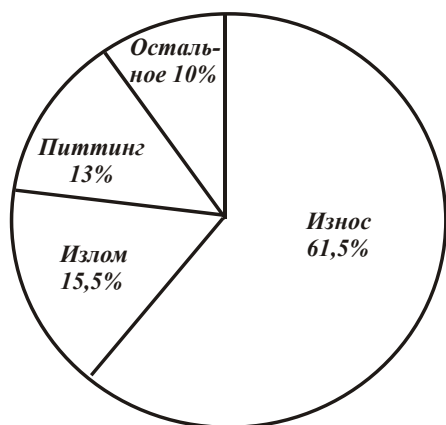


Рис. 1. Диаграмма распределения дефектов зубчатых колес при их эксплуатации.

– прямозубые и косозубые цилиндрические передачи эвольвентного зацепления с параметрами исходного контура по ГОСТ13755-81 (с параллельными осями колес);

– конические передачи с круговым зубом эвольвентного зацепления с параметрами исходного контура по ГОСТ13755-81 (с перпендикулярными осями колес);

– конические передачи с двояковыпуклым и двояковогнутым (ДВВ) круговым зубом эвольвентного зацепления с параметрами исходного контура по ГОСТ13755-81 (с перпендикулярными осями колес);

– эвольвентные прямозубые цилиндрические передачи с внутренним зацеплением и параметрами исходного контура по ГОСТ13755-81 (с параллельными осями колес).

Прямозубые и косозубые цилиндрические передачи применяются в одноступенчатых цилиндрических редукторах с прямозубыми и косозубыми колесами. Конические передачи с круговым зубом совместно с прямозубыми и косозубыми цилиндрическими передачами – в трехступенчатых коническо-цилиндрических редукторах с косозубыми и прямозубыми колесами мощностью 55–250 кВт. Конические передачи с двояковыпуклым и двояковогнутым (ДВВ) круговым зубом – в редукторных приставках БП315К. Эвольвентные прямозубые цилиндрические передачи с внутренним зацеплением применяются в планетарных двухступенчатых редукторах мощностью 250–400 кВт, управляемых многоскоростных дифференциально-планетарных блоках приводов, двухступенчатых редукторах мощностью 200–250 кВт (для приводов конвейеров) и трехступенчатых редукторах мощностью 75–90 кВт (для приводов вынесенной подачи комбайнов).

Цель работы – повышение качества и производительности обработки зубчатых колес редукторов на основе научно обоснованного выбора оптимальных режимов резания и характеристик абразивных кругов.

Цель работы – повышение качества и производительности обработки зубчатых колес редукторов на основе научно обоснованного выбора оптимальных режимов резания и характеристик абразивных кругов.

**1. Математическая модель.** Для определения температуры при зубошлифовании  $\theta$  рассмотрена расчетная схема торцового шлифования, где снимаемый припуск представлен пакетом элементарных прямолинейных адиабатических стержней, которые перерезаются шлифовальным кругом со скоростью  $V_{рез} = t \cdot V_{дет} / B$  (рис. 2). Здесь  $t$  – глубина шлифования, м;  $V_{дет}$  – скорость детали, м/с;  $B$  – длина рабочей части круга (длина контакта круга с деталью), м. В

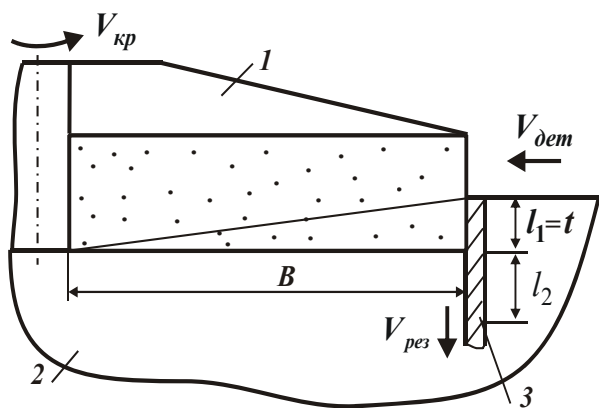


Рис. 2. Расчетная схема торцового шлифования: 1 – круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень

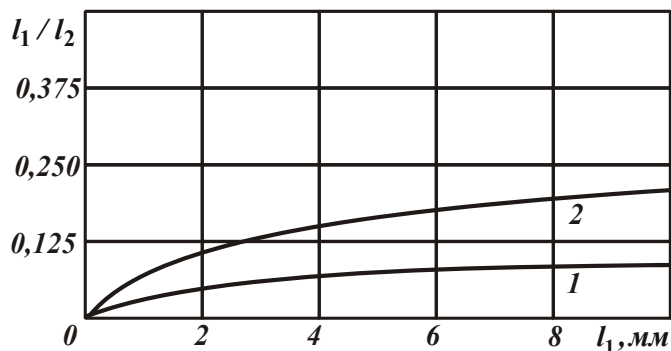
итоге установлена связь между температурой шлифования  $\theta$  и глубиной  $l_2$  проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали [4, 5]:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma \cdot l_1}{c \cdot \rho \cdot l_2}; \quad (1)$$

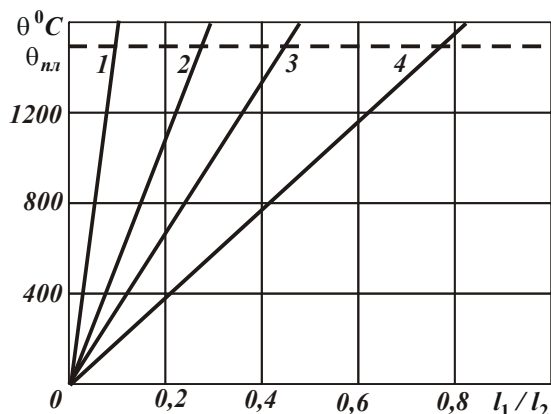
$$\frac{l_1}{l_2} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot V_{рез} \cdot l_1} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \lambda} \cdot \frac{t}{B} \cdot Q_{уд}}, \quad (2)$$

где  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $\tau$  – время обработки, с;  $c$  – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);  $\rho$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;  $l_1 = t$  – толщина слоя снятого материала, м;

$Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$  – удельная производительность обработки, м<sup>2</sup>/с.



а



б

Рис. 3. Зависимости  $l_1/l_2$  от  $l_1$  (1 –  $V_{рез} = 2$  мм/мин; 2 –  $V_{рез} = 10$  мм/мин) (а) и  $\theta$  от  $l_1/l_2$  (1 –  $K_{ш} = 0,1$ ; 2 –  $K_{ш} = 0,3$ ; 3 –  $K_{ш} = 0,5$ ; 4 –  $K_{ш} = 1$ ).

Как вытекает из зависимости (1), уменьшение  $\theta$  предполагает увеличение глубины  $l_2$ . Следовательно, единственно возможным путем одновременного уменьшения параметров  $\theta$  и  $l_2$  и таким образом повышения качества обработки является уменьшение  $\sigma$  в результате снижения интенсивности трения в зоне шлифования и повышения режущей способности круга. Как вытекает из зави-

симости (1), уменьшение  $\theta$  предполагает увеличение глубины  $l_2$ . Следовательно, единственно возможным путем одновременного уменьшения параметров  $\theta$  и  $l_2$  и таким образом повышения качества обработки является уменьшение  $\sigma$  в результате снижения интенсивности трения в зоне шлифования и повышения режущей способности круга.

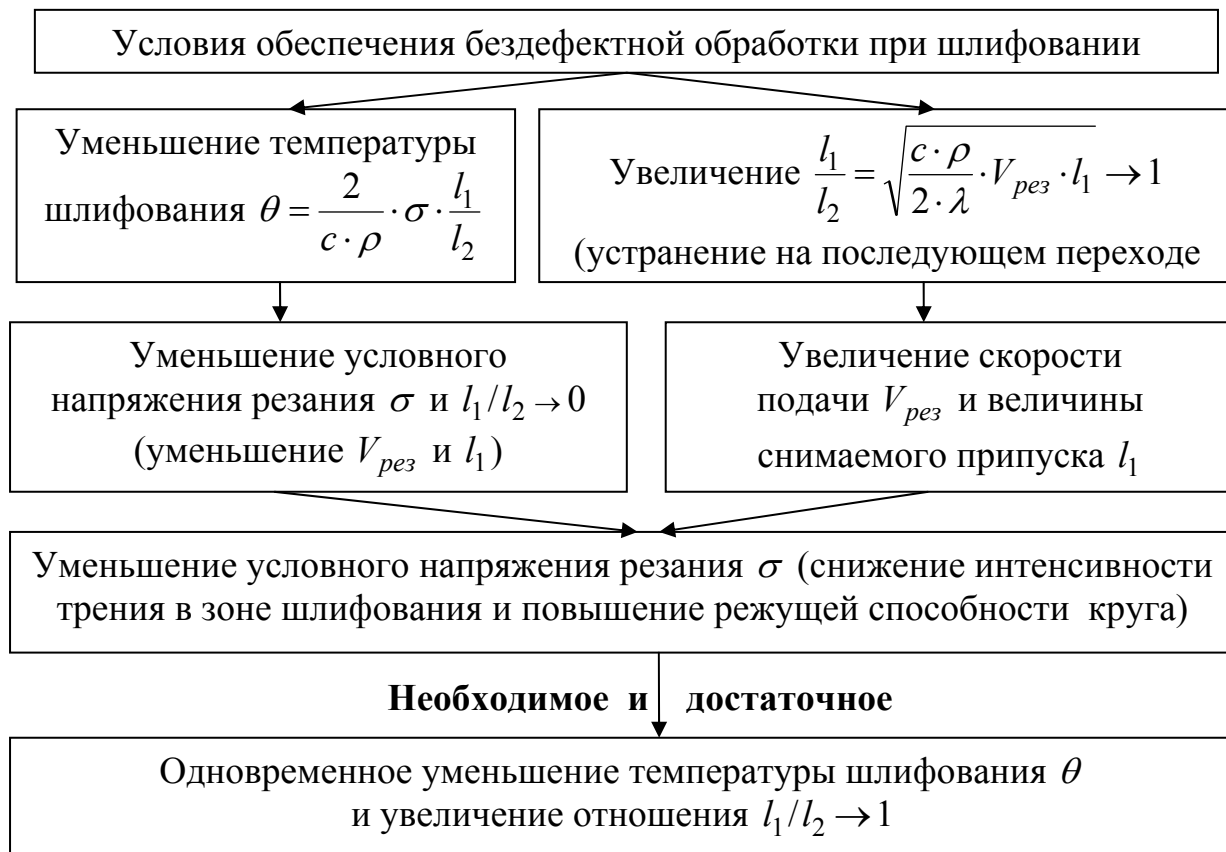


Рис. 4. Схема условий обеспечения бездефектной обработки при шлифовании.

Расчетами установлено, что при шлифовании стали ШХ15 ( $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$  Дж/м<sup>3</sup>·град) отношение  $l_1/l_2 < 1$  (рис. 3,а). Установлено также, что обеспечение значений  $\theta$ , меньших температуры плавления стали ШХ15 ( $\theta_{пл} = 1500^\circ\text{C}$ ), возможно при  $l_1/l_2 \ll 1$  (рис. 3,б). Это связано с относительно большими значениями условного напряжения резания при шлифовании  $\sigma = \sigma_{сж} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{ш}^2}\right) / K_{ш}$ , где  $K_{ш} = P_z / P_y = 0,1 \dots 1$ ;  $P_z, P_y$  – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup> (для стали ШХ15  $\sigma_{сж} = 2 \cdot 10^9$  Н/м<sup>2</sup>). Поэтому весьма сложно одновременно уменьшить температуру шлифования  $\theta$  до требуемого уровня и выполнить условие  $l_1/l_2 \rightarrow 1$  и таким образом добиться повышения качества обработки. Реально можно выполнить лишь одно условие: уменьшить  $\theta$  за счет увеличения  $l_2$ . В этом случае исключается образование на обрабатываемых поверхностях прижогов. Однако, в связи с увеличением  $l_2$  возможны структурные из-

менения поверхностного слоя обрабатываемой детали, которые не всегда можно устранить на последующем проходе круга, т.к.  $l_1/l_2 \ll 1$ . Поэтому, наряду с обеспечением заданного значения  $\theta$ , необходимо стремиться к уменьшению параметра  $l_2$  за счет уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$ . В обобщенном виде условия обеспечения бездефектной обработки при шлифовании показаны на рис. 4.

## 2. Расчет оптимальных условий обработки. Используя полученное теоретическое решение, произведена оптимизация параметров режимов зубошлифования с учетом температурного фактора. Как следует из зависимостей (1) и (2), уменьшить температуру шлифования $\theta$ при одной и той же производительности обработки можно уменьшением глубины шлифования $t$ , т.е. увеличивая количество проходов круга при съеме заданного припуска $\Pi$ . Однако, это ведет к увеличению вспомогательного времени, связанного с реверсированием стола

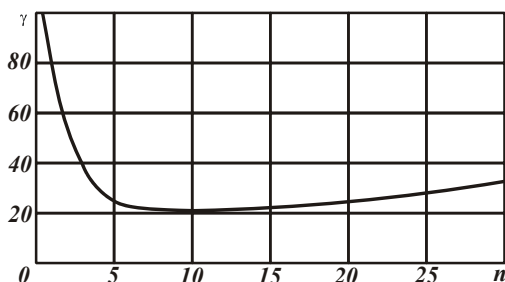


Рис. 5. Зависимость  $\gamma$  от  $n$  для  $n_{экстр} = 10$ .

станка. Поэтому существует оптимальное количество проходов круга  $n$ , при котором штучное время  $T_{шт}$  (равное сумме основного  $T_{осн}$  и вспомогательного  $T_{всп}$  времени обработки на операции зубошлифования) принимает минимальное значение. Зависимость для определения  $T_{шт}$  имеет вид

$$T_{шт} = T_{осн} + T_{всп} = 2 \cdot z \cdot n \cdot k \cdot (\tau_{осн} + \tau_{всп}) = 2 \cdot z \cdot k \cdot \tau_{всп} \cdot \gamma, \quad (4)$$

где  $T_{осн} = 2 \cdot z \cdot n \cdot k \cdot \tau_{осн}$ ;  $T_{всп} = 2 \cdot z \cdot n \cdot k \cdot \tau_{всп}$ ;  $z$  – количество зубьев;  $k$  – количество двойных возвратно-поступательных движений круга вдоль обрабатываемого зуба за один проход;  $\tau_{осн} = L/V_{дет}$  – основное время обработки за один двойной ход круга, с;  $L$  – длина продольного хода круга, м;  $\tau_{всп}$  – вспомога-

тельное время обработки за один двойной ход круга, с;  $\gamma = \left( \frac{n_{экстр}^2}{n} + n \right)$  – без-

размерная величина. Подчиняя зависимость (4) необходимому условию экстремума  $T'_{шт_n} = 0$ , определены экстремальные значения  $n_{экстр}$ ,  $V_{дет}$  и минимальное значение  $T_{шт}$ :

$$n_{экстр} = \frac{\sigma}{\theta} \cdot \Pi \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{L}{B \cdot \tau_{всп}}}; \quad (5)$$

$$V_{дет} = \frac{L}{\tau_{всп}}; \quad (6)$$

$$T_{шт_{мин}} = 2 \cdot z \cdot k \cdot n_{экстр} \cdot (\tau_{всп} + \tau_{всп}) = 4 \cdot z \cdot k \cdot \frac{\sigma}{\theta} \cdot \Pi \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{L}{B} \cdot \tau_{всп}}. \quad (7)$$



Первое и второе слагаемые зависимости (7) равны между собой, т.е. равны основное  $\tau_{осн}$  и вспомогательное  $\tau_{всп}$  время обработки. Уменьшить  $T_{ум\ min}$  можно прежде всего уменьшением параметров  $\sigma$  и  $\Pi$  при заданном значении  $\theta$ . При этом экстремальное значение  $V_{дет}$  тем больше, чем меньше вспомогательное время  $\tau_{всп}$ . Для исходных данных:  $\rho=14,5 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>;  $c=40$  кал/(кг·град);  $\lambda=14$  кал/(м·град);  $\sigma=10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\theta=1000^\circ\text{C}$ ;  $\Pi=0,4$  мм;  $L=100$  мм;  $B=30$  мм;  $\tau_{всп}=1$ с, учитывая  $t = \Pi / n$ , получено:  $n_{экстр}=9$ ;  $V_{дет}=6$  м/мин;  $t=0,045$  мм. Анализируя график (рис. 5), можно сделать вывод о том, что безразмерная величина  $\gamma$  не столь существенно изменяется в диапазоне  $n=5 \dots 20$ . Это свидетельствует об эффективности съема припуска за небольшое количество проходов круга (в пределах 5 проходов).

### 3. Результаты экспериментальных исследований.

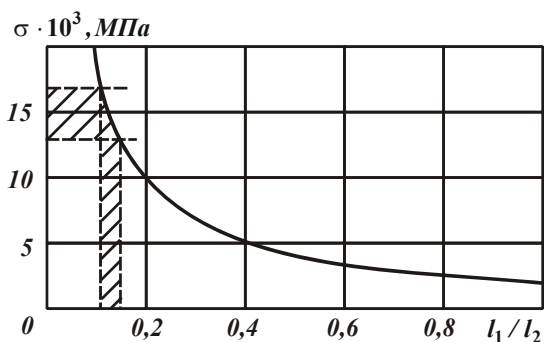


Рис. 6. Зависимость  $\sigma$  от  $l_1/l_2$  для  $\theta=800^\circ\text{C}$ .

Экспериментально установлено, что при шлифовании стали 18ХГН2МФБ твердостью  $HRC\ 57 \dots 63$  энергоемкость обработки (условное напряжение резания)  $\sigma$  изменяется в пределах 13117...16964 МПа, а отношение  $l_1/l_2$ , установленное расчетно-экспериментальным путем (рис. 6), равно  $l_1/l_2 < 0,2$ .

Поэтому на каждом последующем проходе круга нельзя устранить нарушенный на предыдущем проходе (в результате теплового воздействия) поверхностный слой де-

тали. Повысить качество обработки в этих условиях можно лишь за счет уменьшения температуры шлифования  $\theta$  путем уменьшения энергоемкости обработки, что достигается применением кругов с более высокой режущей способностью.

Полученные экспериментальные данные согласуются с теоретическими решениями.

Используя экспериментальные значения энергоемкости обработки, произведены расчеты по зависимостям (5) и (6) оптимальных параметров режима шлифования зубчатого колеса из стали 18ХГН2МФБ твердостью  $HRC\ 57 \dots 63$  по критерию наименьшего штучного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования  $\theta$ . Теоретически установлено, что при зубошлифовании на станке мод. 5843ЕМ (работающем по методу обкатывания кругом конического профиля) абразивным кругом 2П 400x32x127 24А10СМ2К6 съем припуска 0,4 мм может быть произведен

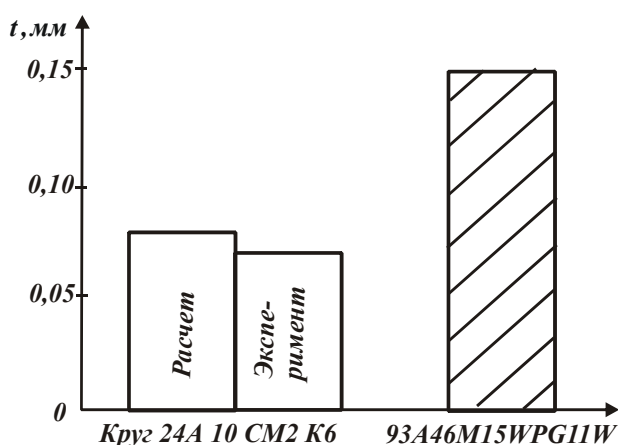


Рис. 7. Расчетные и экспериментальные значения предельной глубины шлифования  $t$

на станке мод. 5843ЕМ (работающем по методу обкатывания кругом конического профиля) абразивным кругом 2П 400x32x127 24А10СМ2К6 съем припуска 0,4 мм может быть произведен

за 5 проходов круга с глубиной шлифования  $t=0,08$  мм и скоростью детали  $V_{dem}=12$  м/мин. Исходные данные для расчета:  $c \cdot \rho=5 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>·град);  $\lambda=42$  Вт/(м·град);  $\sigma=15 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\theta=800^0\text{C}$ ;  $\Pi=0,4$  мм;  $L=100$  мм;  $\tau_{всп}=0,5$  с;  $B=6,32$  мм. Экспериментальные исследования показали, что исключить образование прижогов на обрабатываемой поверхности при шлифовании данным кругом можно при глубине шлифования не более 0,07 мм (рис. 7). Это указывает на незначительное расхождение расчетных и экспериментальных данных (в пределах 15%) и свидетельствует о достоверности теоретических решений.

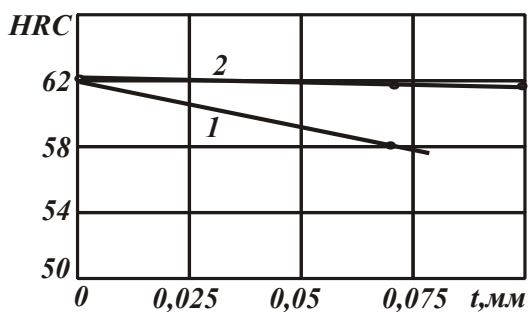


Рис. 8. Зависимость твердости HRC обработанной поверхности детали от глубины шлифования  $t$ :  
1 – круг 24A 10 CM2 8 K6;  
2 – 93A46M15WPG11W.

Экспериментально установлено, что шлифование кругом T1ESP 400x32x127 93A46M15WPG11W, обладающим повышенной режущей способностью, позволяет увеличить предельную глубину шлифования и скорость круга (при которых исключается образование на обрабатываемых поверхностях прижогов) соответственно до значений 0,15 мм и 40 м/с. Твердость обработанной поверхности в диапазоне  $t=0,01 \dots 0,1$  мм фактически не изменяется, тогда как при шлифовании кругом

2П 400x32x127 24A 10 CM2 8 K6 – уменьшается, что естественно снижает износостойкость обработанной поверхности зубчатого колеса (рис. 8). Следовательно, применение данного круга позволяет съём заданного припуска 0,4 мм осуществить за 4 прохода, гарантированно исключая образование прижогов и микротрещин на обрабатываемых поверхностях. При этом увеличиваются стойкость круга между правками с одной до трех смен и срок работы круга до его полного износа с одного до

трех месяцев. Полученные результаты свидетельствуют об увеличении производительности обработки и о возможности реализации установленного теоретически наименьшего штучного времени обработки для заданной температуры шлифования.

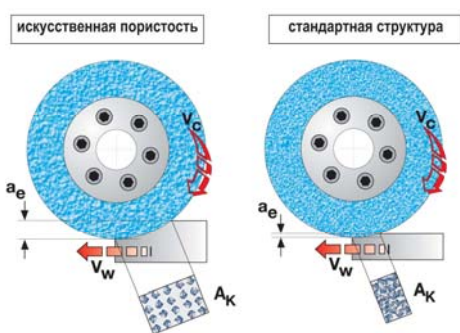


Рис. 9. Схемы шлифования кругами с искусственной пористостью и стандартной структурой.

По данным компании "Винтертур", высокая пористость абразивного круга T1ESP 400x32x127 93A46M15WPG11W

обеспечивает его работу в режиме интенсивного самозатачивания, поддерживая таким образом в процессе шлифования высокую режущую способность круга. Это достигается благодаря уменьшению количества абразивных зёрен, расположенных на единице площади рабочей поверхности круга. В результате уве-

личивается сила резания, действующая на отдельное зерно, что обеспечивает его разрушение, т.е. приводит к самозатачиванию и повышению остроты режущих кромок зерна.

На рис. 9 показаны схемы шлифования кругами с искусственной пористостью и стандартной структурой. Как следует из рисунка, в первом случае абразивные зерна расположены реже на рабочей поверхности круга, что предопределяет его работу в режиме самозатачивания. На рис. 10 показаны поверхности режущих зерен из обычных и спеченных корундов. В первом случае по-

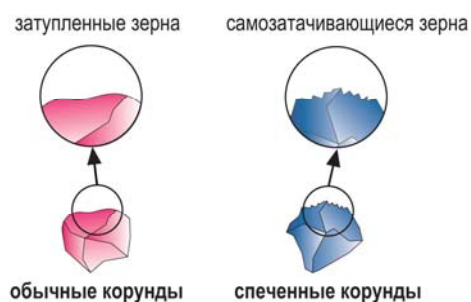


Рис. 10. Поверхности режущих зерен из обычных и спеченных корундов

верхность зерна гладкая, а во втором случае – с острыми кромками, являющимися результатом расщепления зерна вследствие его самозатачивания. По сути, режущие зерна из обычных корундов являются затупленными, а режущие зерна из спеченных корундов – самозатачивающимися. Для того чтобы полностью использовать потенциальные возможности зерен из спеченных

корундов компания "Винтертур" разработала соответствующую систему связки, которая способствует реализации свойств самозатачивания зерен. Применение зерен из электрокорунда высшего качества и спеченных корундов, благодаря работе круга в режиме самозатачивания, позволяет существенно повысить производительность обработки и стойкость круга, уменьшить температуру и силы резания, увеличить интервалы времени между правками круга.

Экспериментально установлено, что применение абразивного круга с двухсторонним коническим профилем типа 2П при зубошлифовании на указанных выше режимах резания обеспечивает требуемые значения параметра шероховатости обработки  $R_a < 0,6$  мкм. Для измерения параметров точности обработки зубчатых колес применена современная координатно-измерительная машина (КИМ) GLOBAL Perfomance 122210 производства итальянской фирмы DEA (концерн Hexagon) [6, 7]. Она позволяет существенно сократить время и повысить точность и стабильность измерений, снижает потребность в дополнительной контрольной оснастке, обеспечивает возможность измерения тех размеров, которые ранее имеющимися техническими средствами не могли быть измерены. Разработаны "Правила пользования протоколами КИМ для зубчатых передач", которые позволяют учесть разницу в данных между стандартом ISO и действующими ГОСТами, по которым разрабатывается заводская техническая документация. Установлено также, что, используя результаты измерений зубчатых колес с помощью координатно-измерительной машины, можно сократить сроки и повысить качество и надежность наладки зубошлифовального станка с целью обеспечения требований по точности обработки зубчатых колес. Это позволяет уменьшить количество проходов при окончательном шлифовании и выхаживании и соответственно снизить до 2-х раз трудоемкость обработ-

ки. Так, установлено, что при обработке зубчатого колеса ( $m=10$ ;  $z=41$ ;  $\beta=15^0$ ;  $B=105$  мм) съём припуска 0,4 мм может быть произведен за 3 черновых прохода, 1 чистовой проход и 1 проход при выхаживании. Обычно обработка производится за 5 черновых проходов, 2 чистовых и 1–2 прохода при выхаживании.

Полученные результаты исследований были также использованы для выбора оптимальных условий обработки при зубошлифовании на станке мод. HOFLER RAPID 1250, обеспечивающим шлифование по методу профильного копирования за счет применения специального профильного высокопористого абразивного круга, обладающего высокой режущей способностью в условиях производительного глубинного шлифования. Съём припуска величиной 0,4 мм на сторону производится за 4 прохода круга со скоростью его перемещения вдоль обрабатываемого зуба, равной 3 м/мин, и скоростью вращения круга 40 м/с. По сравнению с традиционной схемой зубошлифования по методу обката это позволило до 5 раз увеличить производительность обработки. В результате годовая программа обработки зубчатых колес выполняется на одном зубошлифовальном станке мод. HOFLER RAPID 1250, что позволило высвободить 4 зубошлифовальных станка, работающих по схеме обката. Разработанные эффективные операции зубошлифования зубчатых колес внедрены в основное производство ПАО ХМЗ “Свет шахтера”. При этом гарантированно обеспечиваются требования по качеству, точности и шероховатости ( $R_a < 0,6$  мкм) обрабатываемых поверхностей зубчатых колес приводов шахтных конвейеров, что позволило повысить надежность и ресурс их работы до уровня мировых производителей аналогичной продукции.

**Выводы.** Теоретически доказано, что повысить качество обработки при шлифовании на основе одновременного уменьшения температуры шлифования и глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали можно за счет уменьшения условного напряжения резания путем снижения интенсивности трения в зоне резания и повышения режущей способности круга. Установлено, что при условии равенства основного и вспомогательного времени обработки имеет место экстремум (минимум) штучного времени в зависимости от количества проходов круга для заданной температуры шлифования. Определены оптимальные параметры обработки при многопроходном шлифовании, включая количество проходов круга, глубину шлифования и скорость перемещения детали.

**Список литературы:** 1. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с. 2. Справочник молодого шлифовщика / М.С. Наерман, Я.М. Наерман, А.Э. Исаков. – М.: Высш. шк., 1991. – 207 с. 3. Ящерицын П.И. Шлифование металлов / П.И. Ящерицын, Е.А. Жалнерович. – Минск: Беларусь, 1970. – 464 с. 4. Новиков Ф.В. Теоретическое обоснование путей уменьшения температуры при шлифовании / Ф.В. Новиков, В.В. Нежебовский, А.Н. Ковальчук, Е.И. Иванов // Вісн. НТУ “ХП”. Зб. наук. пр. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХП”. – 2010. – № 25. – С. 83-91. 5. Новиков Ф.В. Оптимизация параметров режима шлифования зубчатых колес / Ф.В. Новиков, В.В. Нежебовский // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь, 2010. – Вып.12. – С.56-62. 6. Нежебовский В.В. Повышение эффективности технологии изготовления зубчатых передач / В.В. Нежебовский // Труды 15-й Междунар. науч.-техн. конф. Физические и компьютерные технологии. – Харь-

ков: ХНПК “ФЭД”. – 2009. – С. 274-277. 7. Ковальчук А.Н. Эффективность применения координатно-измерительной машины GLOBAL PERFORMANCE 122210 для измерения деталей зубчатых передач / А.Н. Ковальчук, В.В. Нежебовский // Вісн. Харків. нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ. – 2010. – Вип. 101. – С. 214-225.

**УДК 621.923**

## **УСЛОВИЯ УМЕНЬШЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ДЛЯ ЗАДАННОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ**

**Кленов О.С.**, канд. техн. наук (ООО Фирма “ДиМерус Инженеринг”, Харьков)

*In the article the condition of decreasing temperature for a given performance of a flat end face grinding disc with a rotating machine table. They consist in establishing the area of contact with the treated surface of the circle is equal to half the area of the surface of the processed Vai, as well as reducing the speed of rotation of the ring to the processed values, at which the condition of complete cooling the workpiece during the interruption of its contact with the circle. Practical recommendations*

**Введение.** Существенным фактором при шлифовании, ограничивающим повышение производительности и обеспечение высокого качества обработки, является температурный фактор, обусловленный интенсивным трением связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом. В особой мере он проявляется при шлифовании таких труднообрабатываемых материалов как твердые сплавы, высокопрочные стали и различные сплавы, характеризующиеся повышенной твердостью. Вследствие высокой силовой и тепловой напряженности процесса шлифования на обрабатываемых поверхностях образуются прижоги и микротрещины, которые снижают качество и эксплуатационные свойства обработанных деталей. К труднообрабатываемым материалам также следует отнести высокотвердый композиционный материал на основе релита, применяемый при изготовлении рабочих поверхностей колец торцевых уплотнений, используемых в электробурах для бурения нефтяных и газовых скважин. Шлифование этого материала вызывает значительные сложности в связи с низкими показателями производительности и качества обработки, т.к. в процессе шлифования на обрабатываемых поверхностях образуются температурные дефекты, которые невозможно устранить на последующей операции доводки. Это требует обоснования оптимальных условий шлифования по температурному критерию.

**Анализ основных достижений и литературы.** В работах [1, 2] приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований процесса торцевого шлифования вращающегося кольца с релитовым слоем. Доказана эффективность применения при шлифовании алмазных кругов на металлических связках с непрерывной или периодической электроэрозионной правкой [3], обеспечивающей поддержание в процессе шлифования высокой режущей способности круга. Это позволило повысить производительность и качество обработки. Однако, отсутствие научно обоснованных рекомендаций по выбору оптимальных условий обработки, основанных на теоретическом решении зада-

чи определения температуры шлифования, затрудняет гарантированное обеспечение бездефектной обработки указанных колец. Это требует проведения дальнейших исследований по установлению условий снижения температуры шлифования и повышения качества и производительности обработки.

**Цель исследования, постановка задачи.** Целью работы является повышения качества и производительности обработки при алмазном шлифовании торцовых поверхностей уплотнительных колец из высокотвердого композиционного материала на основе релита. В связи с этим в работе поставлена задача разработки математической модели определения температуры при плоском шлифовании торцом алмазного круга вращающегося кольца с труднообрабатываемым релитовым слоем.

**Материалы исследования.** Для решения поставленной задачи определим условия уменьшения температуры при плоском шлифовании торцом круга с вращающимся столом станка и непрерывной радиальной подачей. По данной схеме на практике производится обработка плоских поверхностей цилиндрических деталей (в виде кольца), вращающихся вокруг своей оси (рис. 1), а также плоских торцовых поверхностей цилиндрических деталей. При этом температура шлифования  $\theta$  определяется зависимостью [4]:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{(\tau_{нагр} + \tau_{охл})^2}{\tau_{нагр}}}, \quad (1)$$

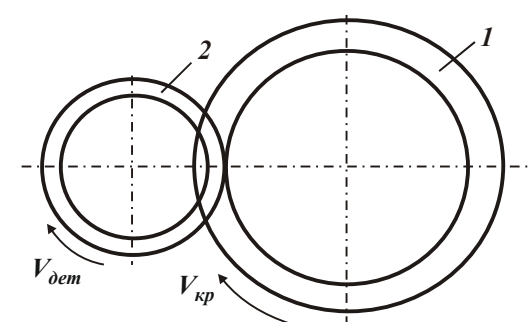


Рис. 1. Расчетная схема параметров плоского шлифования цилиндрической детали, вращающейся вокруг своей оси:

- 1 – шлифовальный круг;
- 2 – деталь

где  $q = \sigma \cdot S_{рад}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $S_{рад}$  – радиальная подача, м/с;  $c$  – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);  $\rho$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;  $\tau = \tau_{нагр} + \tau_{охл}$  – время обработки детали (кольца), с;  $\tau_{нагр}$ ,  $\tau_{охл}$  – время контакта фиксированного сечения детали с кругом (время нагрева) и время, в течение которого

отсутствует контакт фиксированного сечения обрабатываемой детали с кругом (время охлаждения), с. Из зависимости (1) вытекает неоднозначная связь между временем  $\tau_{нагр}$  и  $\theta$ . Для определения экстремального значения  $\tau_{нагр}$  подчиним зависимость (1) необходимому условию экстремума:  $\theta'_{\tau_{нагр}} = 0$ . В результате

установлено  $\tau_{нагр} = \tau_{охл}$ . Вторая производная  $\theta''_{\tau_{нагр}} > 0$ , т.е. имеет место минимум функции  $\theta$ . В табл. 1 и на рис. 2 показан характер изменения относительной

температуры  $\theta_{отн} = M \cdot \sqrt{\frac{(\tau_{нагр} + \tau_{охл})^2}{\tau_{нагр}}}$  от  $\tau_{нагр}$ . Здесь  $M = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$ . В расче-

тах принято  $M = 1$ ;  $\tau_{охл} = 1$  с. Как видно, при  $\tau_{охл} / \tau_{нагр} < 1$  значения  $\theta_{отн}$  изменяются в значительно больших пределах, чем при  $\tau_{охл} / \tau_{нагр} > 1$ .

Расчетные значения относительной температуры  $\theta_{отн}$ 

$\tau_{нагр}, с$	0	0,25	0,5	1	2	3	4	5	6
$\tau_{охл} / \tau_{нагр}$	$\infty$	4	2	1	0,5	0,33	0,25	0,2	0,17
$\theta_{отн}$	$\infty$	3	2,12	2	2,11	2,31	2,5	2,67	2,85

Таким образом установлено, что реализовать наименьшее значение  $\theta$  можно при условии  $\tau_{нагр} = \tau_{охл}$ , т.е. когда площадь контакта круга с обрабатываемой поверхностью равна половине площади обрабатываемой поверхности кольца. Естественно, выполнить данное условие можно при относительно небольшом диаметре кольца, меньшем диаметра торцового круга. Минимум температуры шлифования  $\theta$  определяется из зависимости (1) при условии

$$\tau_{нагр} = \tau_{охл} : \theta_{min} = 2 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{1}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_{нагр}} \quad (2)$$

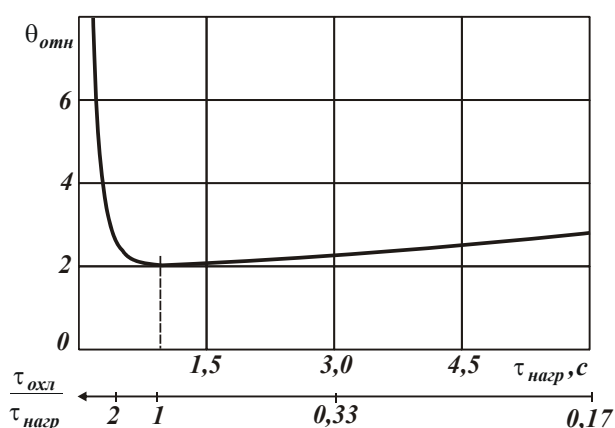


Рис. 2. Зависимость относительной температуры  $\theta_{отн}$  от времени  $\tau_{нагр}$ .

Из зависимости (2) вытекает, что уменьшить  $\theta_{min}$  можно уменьшением времени  $\tau_{нагр}$  за счет увеличения скорости вращения обрабатываемого кольца. Однако, это увеличивает отношение  $\tau_{охл} / \tau_{нагр}$ , при котором происходит полное остывание детали. Так как  $\tau_{нагр} = \tau_{охл}$ , то  $\tau_{охл} / \tau_{нагр} = 1$  и существуют оптимальные значения  $\tau_{нагр}$  и скорости вращения обрабатываемого кольца. Используя данное решение, произведем оценку возможности повышения

качества и производительности обработки при алмазном шлифовании торцовых поверхностей уплотнительных колец из высокотвердого композиционного материала на основе релита. Опыты выполнялись на внутришлифовальном станке мод. 3К227, переоборудованном под шлифование торцовой поверхности кольца (которое крепится в патроне станка) торцом алмазного круга на металлической связке М1-01. Станок также был модернизирован под электроэрозионную правку круга с использованием источника технологического тока (выпрямителя с трансформатором) мощностью 1,62 кВт, формирующего постоянный ток напряжением 36 В и силой тока до 45 А. Скорость круга – 28 м/с, скорость вращения обрабатываемого кольца – 30 м/мин. Шлифование партий колец в количестве по 100 штук выполнялось по упругой схеме с удельным давлением 70 Н/см<sup>2</sup>.

Первоначально шлифовались кольца, наружный диаметр которых был меньше ширины рабочей части круга (меньше 20 мм). Площадь контакта круга с обрабатываемым кольцом была равна площади обрабатываемой поверхности

кольца. Затем производилось шлифование колец большего диаметра, что позволило реализовать меньшую площадь контакта круга с кольцом. Применялись алмазные круги с шириной рабочей части 10 и 20 мм. Характеристики алмазных кругов: 12А2 45<sup>0</sup> 150x10x3x32 АС6 100/80 4 М1-01 и 12А2 45<sup>0</sup> 200x20x5x32 АС6 100/80 4 М1-01.

Опыты показали, что при площади контакта круга с кольцом равной площади обрабатываемой поверхности кольца, а также при площади контакта круга с кольцом значительно меньшей площади обрабатываемой поверхности кольца (позиции III и I на рис. 3) вероятность появления прижогов значительна. При площади контакта круга с кольцом равной половине площади обрабатываемой поверхности кольца прижоги практически отсутствовали. Это согласуется с приведенными выше теоретическими результатами.

Экспериментально установлено также, что с увеличением скорости кольца до 30 м/мин вероятность появления прижогов уменьшалась. При дальнейшем увеличении скорости кольца процесс шлифования протекал неустойчиво, повышалась шероховатость поверхности. Следовательно, целесообразно осуществлять процесс шлифования со скоростью вращения кольца 30 м/мин. Микротвердость поверхности кольца (при отсутствии прижогов) при нагрузке 100 г составляла 11305 Н/мм<sup>2</sup>. На глубине 5 мкм микротвердость меньше - 9844 Н/мм<sup>2</sup>, что свидетельствует о преобладании в формировании микротвердости поверхности силового фактора.

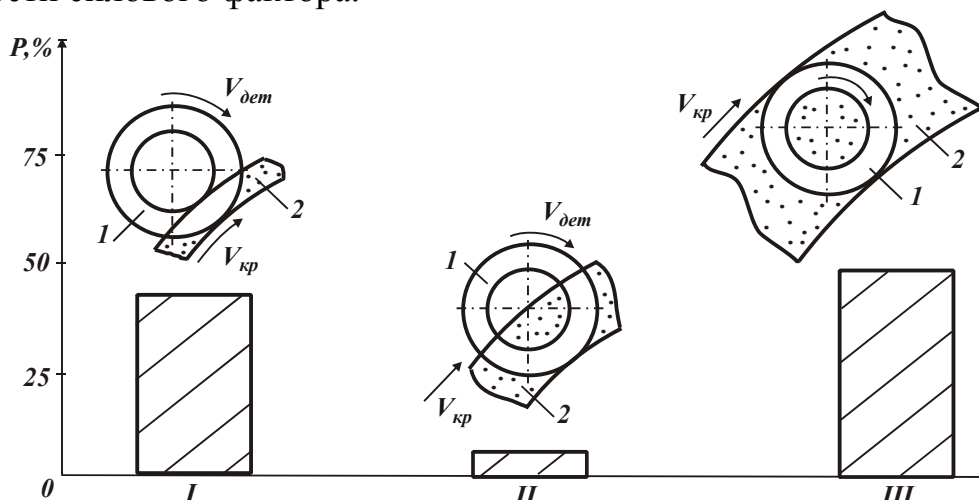


Рис. 3. Зависимость вероятности появления прижогов  $P$  в % от характера контакта обрабатываемого кольца (1) с кругом (2).

Использование полученных результатов в ПАО завод "Потенциал" увеличило межремонтный срок работы уплотнительных колец в 3–4 раза. Это стало важным фактором для создания конкурентоспособных электробуров для бурения нефтяных и газовых скважин и погружных электродвигателей серии ПЭД, применяемых в установках центробежных насосов для добычи нефти.

**Выводы.** В работе определены условия уменьшения температуры для заданной производительности плоского шлифования торцом круга с вращающимся столом станка. Они состоят в установлении площади контакта круга с обрабатываемой поверхностью, равной половине площади обрабатываемой по-



верхности, а также в уменьшении скорости вращения обрабатываемого кольца до значения, при котором обеспечивается условие полного остывания обрабатываемой поверхности в период прерывания ее контакта с кругом. Теоретические результаты подтверждены экспериментально.

**Список литературы:** 1. Новиков Ф.В. Качество и производительность торцового алмазного шлифования уплотнительных колец из композиционного материала на основе релита / Ф.В. Новиков, В.П. Ткаченко // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ, 2004. – Вип. 26. – С. 22-30. 2. Новиков Ф.В. Основные условия уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования / Ф.В. Новиков, В.П. Ткаченко // Физические и компьютерные технологии. - Труды 9-й Международной научно-технической конференции. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 81-84. 3. Рыбицкий В.А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В.А. Рыбицкий. – К.: Общество ”Знание” УССР, 1987. – 23 с. 4. Кленов О.С. Технологическое обеспечение бездефектной обработки деталей гидроаппаратуры на финишных операциях: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / О.С. Кленов. – Одесса, 2011. – 21 с.

**УДК 620.22: 66.067.124**

## **ФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВАНИЯ И РАСЧЕТ РАЦИОНАЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРЕССОВАНИЯ ПРИ ЭЛЕКТРОСПЕКАНИИ ТУГОПЛАВКОЙ КЕРАМИКИ**

**Гуцаленко Ю.Г. (НТУ "ХПИ", Харьков)**

*Paper is devoted to the problem of energy-efficient rational rapid sintering of compact ceramic structures from nanopowders technology-based on electroconsolidation under pressure. In connection with that there are considered physical aspects of this problem, and it is presented calculation approach to setting of a tentative compacting pressure for preproduction & exploratory development phase*

**Введение в современные технологии электроспекания.** Оживлению в последние годы теоретического и практического интереса к достаточно исследованному процессу влияния электрического тока на спекание металлических порошков способствует его комбинация с дополнительным механическим воздействием, например, импульсным, и, в особенности, прессованием [1].

Среди практикуемых в последнее время методов консолидации трудно-спекаемых тугоплавких материалов повышенной эффективностью в получении высокоплотных (низкопористых) структур выделяются одновременно с приложением внешнего давления использующие нагрев полем и прямым действием электрического тока, в американской и японской терминологической практике наиболее часто упоминаемые как, соответственно, технологии FAST (Field Activated Sintering Technic – активированная полем техника спекания) [2] и SPS (Spark Plasma Sintering – искровое плазменное спекание) [3]. Относительно короткий цикл спекания (обычно не более 5 мин.) обеспечивает незначительный рост зерна в продуктах этих технологий с повышенными скоростями нагрева.

Из материалов обстоятельного обзора [4] современных технологических тенденций в производстве нанокерамики примечательным является наблюдаемое многообразие упоминаний электроразрядных эффектов в титульных определителях семейства частных версий FAST-технологий: помимо упомянутой выше в контексте обращения к [3] SPS-технологии, также, например, PAS (Plasma Activated Sintering – активированное плазмой спекание) или PECS (Pulse Electric Current Sintering – спекание импульсным электрическим током) – в Японии, PPC (Plasma Pressure Compaction – Плазменное прессующее компактирование) – в США, IPEC (Instrumental Pulse Electrodischarge Consolidation – контролируемая импульсная электроразрядная консолидация) и Resistance / Spark Sintering under Pressure (спекание в условиях сопротивления искровым разрядом под давлением) – в Корее. Это, по-видимому, прежде всего следует связывать с бурным развитием интереса к субмикро- и нанокерамике в последние годы. Вместе с тем с позиций электроразрядных эффектов получают объяснение и отдельные результаты спекания в работе с микронными порошками, не выделяемые ранее, – очистка межзеренных границ, например [5].

В схемах нанопорошковой электроконсолидации используется как постоянный ток, так и переменный: электроразрядные возможности в электрических цепях постоянного и переменного токов, нагруженных субмикро- и, особенно, нанопорошковым материалом, тем более и с рабочими напряжениями, и с частотами одного порядка, как это имеет место, например, в совместной франко-американской практике FAPAS-технологий [6] при участии родоначальника технологии FAST/SPS – Калифорнийского университета [2], существенно сближаются, так как с уменьшением линейной размерности межчастичных электрических взаимодействий все в большей мере проявляются известные искровые эффекты электрических контактов [7]. Практикой [6] совместно развиваются технологии SPS с использованием низкочастотного постоянного тока и технологии FAPAS (Field Activated Pressure Assisted Synthesis – активированный полем поддержанный давлением синтез) с использованием переменного тока промышленной частоты. В аппаратной организации [6] эти технологии работают на частотах соответственно ок. 72 и 60 Гц. Очевидно, что низкочастотность переменного тока повышает вероятность электроразрядного высвобождения электромагнитной энергии в более долговременных полупериодах прямой и обратной полярности в сравнении с высокочастотным генерированием и, следовательно, роль искровой плазмы в спекании прессуемых порошков.

Выявление и исследование полного круга влиятельных факторов электроспекания, в особенности нанопорошкового, проводимого в комбинации с дополнительным механическим воздействием (прессованием), несомненно актуально и в теоретическом, и в практическом плане.

**Введение в структуру нанокристаллических консолидатов.** Методом структурных исследований по аннигиляции позитронов – продлению времени их жизни захватом вакансиями, вакансионными скоплениями (порами), рис. 1, по сравнению с пребыванием в бездефектных структурах (В.Н. Лаповок, В.И. Новиков, С.В. Свирида и др. [8]) выделены три типа свободных объемов как

дефектов внутренней структуры неплотно компактированных нанокристаллических материалов: отдельные вакансии; вакансионные агломераты или нанопоры, образующиеся в тройных стыках кристаллитов; большие поры на месте отсутствующих кристаллитов. Это позволяет рассматривать неплотные консолидаты (в том числе с участием исходных порошков различной зернистости в микро-, субмикро- и нанодиапазоне) с позиций единого представления о типичных дефектах, моделировать их и априорно выстраивать пути развития наноматериалов и нанотехнологий из соответствующих имитационных подходов.

В поддержку подобных рассмотрений свидетельствуют, например, данные Р.З. Валиева (совместно с *R. Wurschum, W. Greiner et al.* [8]), также полученные методом аннигиляции позитронов в компактированных средах и подтверждающие сходство микроструктуры

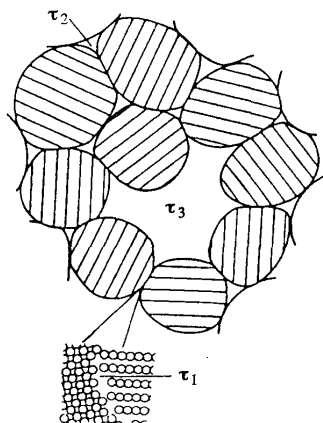


Рис. 1. Двумерная модель нанокристаллического материала (*H.-E. Schaefer* [8]): вакансия в границе раздела (время жизни позитрона  $\tau_1$ ); вакансионный агломерат (нанопора) в тройном стыке кристаллитов ( $\tau_2$ ) и большая пора ( $\tau_3$ ) на месте отсутствующего кристаллита

нано- и субмикрокристаллических материалов, в частности, наличие в них свободных объемов одинакового типа. При этом очевидно, что обнаруживаемые в тройных стыках поры (уже упоминавшиеся выше зоны  $\tau_2$  по рис. 1) являются наследием исходной несплошности спекаемой насыпки, трансформирующей в поры неплотного конечного продукта. По рис. 1 и в контексте приведенного выше по материалам [8] анализа, размер наибольших пористых включений, являющихся потенциальными объектами подавления при электромеханической консолидации нанопорошков, соизмерим с размерами отдельных кристаллитов (зерен). Согласно обобщению [8], плотность нанокристаллических материалов, полученных разными методами компактирования нанопорошков, составляет от 70-80 до 95-97 % от теоретической. Обеспечение высокоплотных высокодисперсных структур является основной задачей современного наноструктурного материаловедения [8, 9]. Выполнение этой задачи даже в

передовых комбинированных технологиях электроконсолидации под давлением достигается со значительными энергозатратами (рис. 2). Поэтому разработка расчетного подхода к определению рациональных режимов давления пресования уже на стадии подготовки и экспериментальной разработки этих технологий, причем на физически закономерных основаниях, комплексно охватывающих комбинированную электромеханическую природу рабочего процесса, является задачей представляемой здесь работы.

**Физические основания и суть энергосберегающего подхода.** Как известно [9], сущность концепции улучшения спекания и уменьшения роста зерен с повышением скоростей нагрева в производстве порошковой керамики состоит

в опережающей рост зерен активации уплотнения и более энергичном его протекании. Использование этой тенденции наиболее актуально именно в работе с субмикро- и нанопорошками, когда формирование высокоплотной и тонкодисперсной структуры является центральной целевой функцией технологического обеспечения конкурентоспособных эксплуатационных характеристик конечного продукта [9], и особенно эффективно в комбинированных технологиях с использованием электроконсолидации [4, 9, 10].

Сопутствующие достижению рассматриваемой цели условия возможного осуществления и ролевые функции электроразрядных искровых эффектов рассмотрены в работах [5, 11, 12]. В этом плане основное внимание в них уделено возможности осуществления как скользящих по межзеренным границам искровых разрядов, так и в промежутках пористости. Под углом зрения энергоэффективного преодоления (уменьшения) пористости наибольший интерес представляет минимизация потенциала зажигания электрических разрядов в порах спекаемого консолидата. При данном рабочем электрическом напряжении токоподвода это повысит пробойные возможности и уменьшит число пор, обойденных прямым электроразрядным действием.

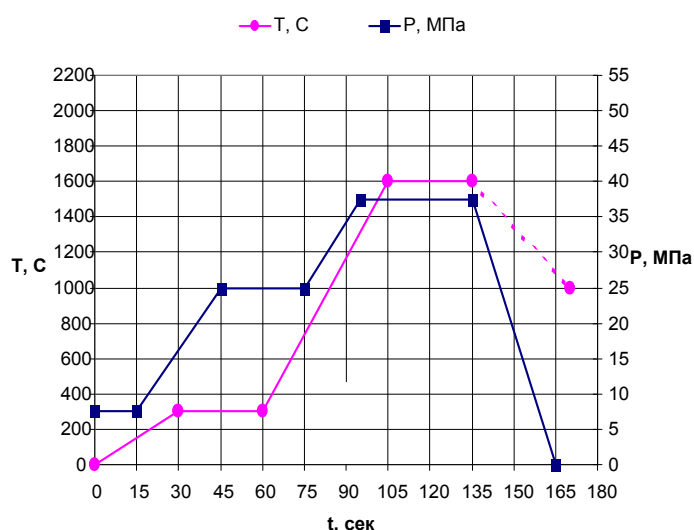


Рис. 2. Основные циклограммы [10] электроконсолидации под давлением горячего прессования равновесной (50/50 мас. %) нанопорошковой смеси  $Al_2O_3$ -WC

В теоретических представлениях электроконсолидационных процессов [13] с увеличением концентрации электрополярных линий в зонах обтекания электрическим током пор с большим поперечным размером формируются и большие градиенты температур. Это не только "подталкивает" структурные вакансии к диффундированию из окружения больших пор в сторону меньших, выравнивая плотность электрического поля вместе как с увеличением за счет размерного стеснения больших пор числа и (или) размера меньших пор, как отмечается в [13], так и с облегчением тем самым условий их электроразрядного преодоления в ходе электроконсолидации.

Аргументация в работе [11], рассматривающей особенности и определяющей место электроконсолидации прямым действием переменного тока в системе методов субмикро- и нанопорошкового спекания под давлением,

использует обращение к экстремальным кривым Пашена (с минимумом  $U_{np \min}$  потенциала зажигания разряда  $U_{np}$  в однокомпонентных газовых средах) и эффекту Пеннинга (дополнительного понижения выявленного Ф. Пашеном (*F. Paschen*) минимума потенциала зажигания в компаундных (с присутствием примесей) газовых структурах, в том числе во влажных средах с однокомпонентной газовой основой). Общие закономерности и экспериментальные данные Пашена-Пеннинга (рис. 3) используем здесь как основу предлагаемого подхода к определению рационального давления прессования при нанопорошковой электроконсолидации. В соответствии с иллюстрируемыми кривыми по рис. 3а законом Пашена для данной газовой среды, некоторому однозначно определенному постоянству произведения  $P \cdot h$  величин исходного давления  $P$  и разрядного промежутка  $h$  соответствует  $U_{np \min} = const$ . Тогда оптимальное значение  $P_{opt}$  исходного давления  $P$  (Па), при котором для известной величины разрядного промежутка  $h$  (м) потенциал зажигания разряда (напряжение электроразрядного пробоя данного промежутка)  $U_{np}$  (В) примет минимально возможное значение  $U_{np} = U_{np \min}$ , наиболее выгодное (оптимальное) с точки зрения энергопотребления, определится из выражения:  $P_{opt} = U_{np \min} / h$ .

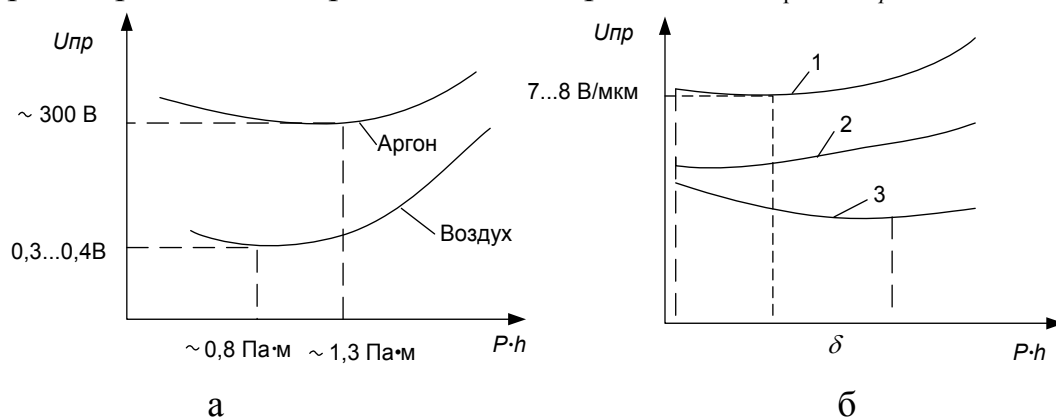


Рис. 3. Экспериментальные кривые Пашена для аргона [14] и воздуха [15] (а) и (б) эффект Пеннинга – снижение потенциала зажигания разряда в газе (кривая 3), обусловленное присутствием в нем примеси другого газа, потенциал которого ниже (кривая 2) энергии возбуждения метастабильного уровня чистого основного газа (кривая 1) [14]: в системе координат напряжение пробоя  $U_{np}$  – произведение давления газа  $P$  на межэлектродное расстояние  $h$ .

**Практика рациональной электроконсолидации под давлением.** Практика реализации прогрессивного метода горячего прессования порошковых сред с прямым тоководом к ним показывает его эффективность в получении высокоплотных керамических структур в субмикро- и наноразмерном диапазоне [16]. Прибегнем к характерному совместному опыту [10], в котором решается задача получения высокоплотных тонкодисперсных  $Al_2O_3-WC$  композитов, конкурентоспособных в инструментальных применениях. В этой работе использовались импортные порошки монокарбида вольфрама австрийского предприятия Wolfram, полученные плазмохимическим методом с размером зерна 40 – 70 нм, и нанопорошки оксида алюминия производства компании Infarmat (США) с размером зерна 60–80 нм. Спекание производилось по разра-

ботанной схеме ускоренного ступенчатого нагрева переменным током промышленной частоты, в сочетании с определенным ступенчатым же режимом вакуумного прессования (рис. 2). Полагая основной трудностью компактирования преодоление невакуумируемых (газовоздушных) закрытых пор [11], используем здесь приведенное выше формульное разрешение закона Пашена относительно  $P_{opt}$  для газовой среды. В приближенной оценке экспериментальных данных [15] с численной трактовкой экстремума по [17] имеем:  $U_{np, min} = 0,35B$  при  $P \cdot h = 0,8Па \cdot м$  (рис. 3а). Для исходной смеси порошков монокарбида вольфрама и оксида алюминия, ориентируясь на модель [8], ожидаемый интервал  $h$  в пределах от 40 до 80 нм. Тогда рекомендуемый диапазон давлений первых ступеней цикла электроконсолидационного прессования составит от 10 до 20 МПа. Таким образом, линейка давлений прессования [10] (на первых ступенях от примерно 7,5 до 25 МПа, рис. 2) соответствует реальным вызовам пористости спекаемого консолидата. В результате предложенная [10] схема ускоренного ступенчатого нагрева переменным током промышленной частоты, в сочетании с определенным ступенчатым же режимом прессования (рис. 2) обеспечивает получение высокоплотных тонкодисперсных  $Al_2O_3-WC$

композиатов, конкурентоспособных в инструментальных применениях.

При этом чистота исходного порошка, его узкий гранулометрический состав повышают однородность микроструктуры спекаемого материала и температуру катастрофического роста зерна. Из рис. 4 видно, что в случае спекания методом горячего прессования с прямым пропусканием тока равновесной (50/50 мас. %) смеси нанопорошков  $Al_2O_3-WC$  плотность получаемого консолидата оказалась весьма близка к абсолютной при 1300–1350 °С. Из рис. 4 видно, что пористость такой смеси уже при 1150 °С менее 1%. Достижение меньшей пористости, тем более идеальной для инструментальной керамики абсолютной плотности, затрудняется низкой диффузионной подвижностью, что является одной из особенностей спекания тугоплавких керамических композиций.

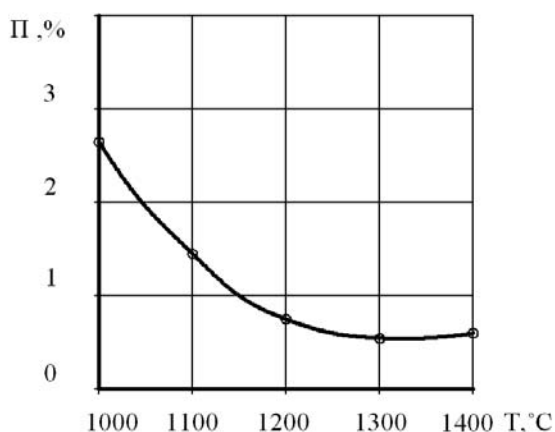


Рис. 4. Пористость равновесной (50/50 мас. %) керамики  $Al_2O_3-WC$  в зависимости от температуры.

Таблица 1

Выходные характеристики керамики  $Al_2O_3-WC$  (50/50 мас. %) [10]

$T_{max}, °C$	$\rho, г/см^3$	$HRA$	$\sigma_{изг}, МПа$	$K_{Ic}, МПа \cdot м^{-1/2}$
1550	5,68	93	530	5,5
1600	5,96	94	590	5,8
1650	5,83	93	560	5,2

Равное участие компонентов смеси оказалось необходимым для наибольшей трещиностойкости окончательного продукта. Основные данные [10] о физико-механических характеристиках (плотность окончательного консолидата  $\rho$ , твердость  $HRA$ , изгибная прочность  $\sigma_{изг}$ , трещиностойкость  $K_{Ic}$ ) результата электроконсолидации с изменением верхней температурной границы  $T_{max}$  ее проведения в режиме с максимальным давлением прессования  $P_{max} = 45$  МПа представлены в табл. 1.

Как видно из табл. 1, температура спекания  $T = 1600$  °С наиболее оптимальна для горячего прессования под давлением  $P = 45$  МПа с прямым пропусканием переменного электрического тока промышленной частоты 50 Гц. Давление прессования ограничивается только характеристиками графита; при этом, как отмечается в [10], максимальное давление (45 МПа) необходимо прикладывать только при достижении максимальной температуры в прессовке (для максимальной дегазации сорбированных газов). В используемых условиях горячего прессования [10] нагрева до температуры 1550 °С еще недостаточно при данном времени выдержки, а температура 1650 °С уже превышает температуру межфазного взаимодействия WC – Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, при котором выделяется СО и образуется закрытая пористость. В контексте этой работы это означает, что переходить к применению более высоких давлений для максимального подавления пористости рационально только после обеспечения наиболее эффективных условий для электроразрядной деструктуризации газового содержимого пор, особенности которой применительно к композитам на основе монокарбида вольфрама рассмотрены в [12]. Именно такие условия обеспечены, как это следует из приведенных выше расчетов  $P = P(U_{np \min})$ , на первой и второй ступенях прессования в цикле электроконсолидации по рис. 2. Приложение максимального давления (третья и окончательная ступень прессования в цикле по рис. 2) при более низких температурах приводит к повышенной пористости из-за наличия сорбированных газов, как отмечается в [10]. В контексте этой работы следует уточнить: из-за повышенного наличия сорбированных газов, в том числе вследствие недостаточно эффективного использования электрофизических возможностей подавления пористости и улучшения формируемой структуры искровыми разрядами при нанопорошковой электроконсолидации.

**Список литературы:** 1. Anderson K.R. Influence electric field on SiC properties during hot pressing / K.R. Anderson // Mater. Sci. Eng. – 1999. – Vol. 270. – PP. 105-114. 2. Groza J.R. Field assisted sintering / J.R. Groza // Powder Metallurgy. – 1998. – Vol. 7/2. – PP. 583-589. 3. Tokita M. Mechanism of Spark Plasma Sintering / M. Tokita // J. Material Science. – 2004. – Vol. 5. – № 45. – PP. 78-82. 4. Mukhopadhyay A. Consolidation – microstructure – property relationships in bulk nanoceramics and ceramic nanocomposites: a review / A. Mukhopadhyay, B. Basu // International Materials Reviews. – 2007. – Vol. 52/5. – С. 257-288. 5. Anderson K.R. Surface oxide debonding in field assisted powder sintering / K.R. Anderson, J.R. Groza // Mater. Sci. Engin. – 1990. – No. 27. – PP. 278-282. 6. Dense nanostructured materials obtained by Spark Plasma Sintering and Field Activated Pressure Assisted Synthesis starting from mechanically activated powder mixtures / F. Berhard, S. Le Gallet, N. Spinassou et al. // Science of Sintering. – 2004. – No. 36. – PP. 155-164. 7. Намитоков К.К. Электроэрозионные явления / К.К. Намитоков. – М.: Энергия, 1978. – 456 с. 8. Гусев А.И. Нанокристаллические материалы: методы получения и свойства /

А.И. Гусев, А.А. Ремпель. – Екатеринбург: УрО РАН, 1998. – 199 с. **9.** Nanostructured Materials: Processing, Properties and Potential Applications / Ed. by C.C. Koch. – Norwich, N.Y., U.S.A.: Noyes Publications, William Andrew Publishing, 2002. – 612 p. **10.** Геворкян Э.С. Подбор оптимальных режимов горячего прессования нанопорошковых смесей  $Al_2O_3$ –WC для инструментальных применений / Э.С. Геворкян, Ю.Г. Гуцаленко // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2010. – №5/1(47). – С. 13-18. **11.** Геворкян Э.С. Особенности и место электроконсолидации прямым действием переменного тока в системе методов субмикронного и нанопорошкового спекания под давлением / Э.С. Геворкян, Ю.Г. Гуцаленко // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2010. – № 49. – С. 144-161. **12.** Геворкян Э.С. Генезис экспансии семиркарбида вольфрама в вольфрамокерамических инструментальных композитах горячего прессования с электроконсолидацией нанопорошков на монокарбидной основе / Э.С. Геворкян, Ю.Г. Гуцаленко // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2010. – № 53. – С. 19-30. **13.** Райченко А.И. Основы процесса спекания порошков пропусканием электрического тока / А.И. Райченко. – М.: Металлургия, 1987. – 128 с. **14.** Физический энциклопедический словарь / Гл. ред. А.М. Прохоров. – М.: Сов. энциклопедия, 1983. – 928 с. **15.** Phenomenes disruptifs dans les gaz en chanep uniforme. Courdes de Pashen pour l'azote, l'air et l'hexafluorure de soufre / T.W. Dakin, G. Luxa, G. Opperman s.a. // Electra. – 1974. – № 32. – PP. 61-62. – Библиогр. описание приводится по кн.: Ушаков В.Я. Изоляция установок высокого напряжения. – М.: Энергоатомиздат, 1994. – 496 с. **16.** Геворкян Е.С. Щільні та поруваті конструкційні матеріали з нанота субмікронних порошоків WC,  $Al_2O_3$  і SiC поліфункціонального призначення: дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.11 – Технологія тугоплавких неметалічних матеріалів / Е.С. Геворкян. – Харків, 2008. – 289 с. **17.** Шустов М.А. Теория и практика газоразрядной фотографии / М.А. Шустов, Е.Т. Протасевич. – Томск: Изд-во Томск. политехн. ун-та, 2001. – 252 с.

**УДК 621.923**

**АЛМАЗНО-ИСКРОВОЕ ШЛИФОВАНИЕ: ОБЗОР СОРОКАЛЕТИЯ  
РАЗРАБОТКИ ХАРЬКОВСКОЙ НАУЧНОЙ ШКОЛЫ  
ФИЗИКИ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ**

**Гуцаленко Ю.Г. (НТУ "ХПИ", Харьков)**

*Considered description of forty years of diamond-spark grinding technology and machines development that was initiated at Kharkov Polytechnic Institute by collective of scientists at the head of M.F. Semko and N.K. Bezzubenko is given. The information about directions and results of development application to production is presented. The article is dedicated to the memory and the 85-year anniversary of the birth of N.K. Bezzubenko*

Научно-техническое соперничество СССР и США, в особенности бурное развитие обеими сверхдержавами во второй половине XX века ракетно-космического материаловедения, стимулировало появление в мировой практике новых высокопрочных и высокотвёрдых, термо- и износостойких труднообрабатываемых материалов. Обострение комплекса проблем производительности, качества и стабильности механической обработки побудило к разработке новых технологических подходов, объединению известных технических решений в поиске новых результатов функционирования станков и инструментов.



М.Ф. Семко, ученика профессора Н.И. Резникова в предвоенной истории и заведующего кафедрой резания металлов и металлорежущих инструментов, ректора Харьковского политехнического института в его более чем тридцатилетнее послевоенное время, всегда отличала способность верной оценки перспектив развития науки и практики резания материалов, основанная на глубочайшем профессиональном интеллекте. После создания в СССР первых синтетических алмазов и организации их промышленного производства – с начала 60-х годов – он концентрирует усилия руководимого им коллектива на разработке физических основ резания инструментами из сверхтвердых материалов, посвящает этой проблематике вводную статью в первом выпуске организованного им республиканского межведомственного научно-технического сборника «Станки и режущие инструменты» [1], ныне известного как «Резание и инструмент в технологических системах», последовательно определяет направления исследований и создает научную школу. При самом непосредственном организующем и деятельном участии Н.К. Беззубенко, ученика М.Ф. Семко, одним из заметных результатов этой работы и стала приоритетная разработка метода алмазно-искрового шлифования – принципиально нового метода абразивной обработки инструментами из сверхтвердых материалов [2-6].

Сущность метода заключается в том, что в зону резания целенаправленно вводится энергия в форме электрических импульсов определенной мощности, формы, продолжительности и частоты, в том числе с дополнительным наложением ультразвуковых колебаний. Работа проводится в среде простых, безвредных и экологически чистых смазывающе-охлаждающих жидкостей.

На первом этапе разработки, в 70-е годы, были заложены начала научных и технологических основ этого метода. Непререкаемый научный авторитет М.Ф. Семко, энтузиазм и профессиональная компетентность Н.К. Беззубенко, их талант образовывать вокруг себя и своего дела круг увлеченных единомышленников, позволили объединить в этой разработке усилия специалистов нескольких кафедр и лабораторий Харьковского политехнического института, добиться в 1976–1979 гг. принятия решений ГКНТ СССР по развитию разработки в государственном масштабе. Именно такого масштаба были личности М.Ф. Семко и Н.К. Беззубенко, учёных и просветителей. Несомненной их заслугой в научно-практическом продвижении передовой разработки, немыслимом в государственном масштабе как без ведущей роли М.Ф. Семко, так и без поддержки ведомым им Н.К. Беззубенко, является и то, что им удалось привлечь к ней деятельное внимание головной профильной организации СССР – Экспериментального НИИ металлорежущих станков (ЭНИМС, г. Москва), уже в 1973 году, действуя в рамках заключенного с ХПИ договора о содружестве, проведшего собственные исследования процесса, и уже по их первым результатам активно и последовательно включившегося в разработку, постепенно из статуса партнера ХПИ в ней перейдя в статус координатора государственной научно-технической программы создания техники и технологий алмазно-искрового шлифования. Завершением первого этапа разработки можно считать проверку в производстве технологического процесса алмазно-искрового шли-

фования твердосплавных изделий [7], завершение в 1980 году предусмотренного постановлением ГКНТ СССР № 390 от 16.07.76 формирования совместно с НПО ЭНИМС (НИИ и завод "Станкоконструкция"), отраслевыми станкостроительными заводами и специальными конструкторскими бюро технических заданий на создание и освоение производства заточного, кругло- и внутришлифовальных станков для алмазно-эрозионной (алмазно-искровой) обработки.

Увы, заканчивать эти работы, предъявленные Государственной приёмочной комиссии в 1980 году и получившие её высокую оценку [8], Н.К. Беззубенко пришлось уже без М.Ф. Семко – их главного инициатора и вдохновителя.

При алмазно-искровом шлифовании, в сравнении с обычным шлифованием, в два раза и более повышается и стабилизируется во время работы режущая способность абразивного инструмента, что обуславливает повышение производительности; многократно повышается период стойкости круга, вследствие чего значительно снижаются затраты на его правку; на 25-40% снижаются затраты энергии на срез металла, главным образом вследствие снижения потерь на трение связки круга с заготовкой и стружкой; в 1,3-1,5 раза снижается сила резания и средняя температура в зоне шлифования; повышается качество обработки (отсутствие прижогов, микротрещин, других дефектов).

Отсутствие засаливания круга и стабильное обеспечение необходимого выступления режущих зерен над поверхностью связки позволяют, используя этот метод, обрабатывать твёрдые сплавы, вольфрамовые и безвольфрамовые; нержавеющие, жаропрочные, титановые сплавы; немагнитные и магнитные материалы; износостойкие, труднообрабатываемые наплавки и покрытия; сверхтвёрдые материалы; высокопрочные керамики; силицированный графит; а также цветные металлы и другие материалы, шлифование которых обычными методами затруднено.

В 1982 году разработка была отмечена дипломом и сразу тремя медалями ВДНХ СССР, в том числе золотой.

Специальные станки-полуавтоматы алмазно-искрового шлифования заводов-производителей в СССР (СНГ):

МСЗ – Мукачевский станкостроительный завод (Украина);

ВЗЗС – Витебский завод заточных станков (Беларусь);

ЛЗШС – Ленинанканский завод шлифовальных станков (г. Гюмри, Армения);

ВЗШС – Вильнюсский завод шлифовальных станков (Литва);

СЗШС – Саратовский завод шлифовальных станков (Россия);

ОСШ – Оршанский станкостроительный завод (Беларусь)

Следующий этап разработки (80-ые – 90-ые годы) связан с освоением промышленного выпуска специальных станков (таблица) и источников технологического тока, широким внедрением разработки в практику металлообрабатывающих отраслей. Государственной программой развития станкостроения СССР на 1986-1990 гг. и на период до 2000 г. предусматривалось расширение технологических возможностей шлифовального оборудования за счет их дооснащения системами для электроэрозионной правки кругов и стабилизации их режущей способности. Предусматривалась, в частности, замена станками этого

типа большинства ранее выпускавшихся моделей алмазно-электрохимических станков, как не обладающих необходимой эксплуатационной надежностью [9].

Тип станка	Завод	Модель	Объект обработки
Заточной	МСЗ	3В624	Резцы (задние поверхности)
		3629Р	Резцы и выглаживатели (радиусные поверхности)
		3В626	Резцы (передние поверхности)
	ВЗЗС	3Е667РФ1	Фрезерные головки
		3М667Ф2	Фрезы торцовые
		ВЗ-184Р	Коронки буровые
Круглошлифовальный	ЛЗШС	3К12Р	Наружные поверхности вращения
		3У12ВРФ11	
	ВЗШС	ВТ-82	
Внутришлифовальный	СЗШС	3К227ВР	Внутренние поверхности вращения
		3М227ВЭРФ2	
Плоскошлифовальный	ОСШ	ОШ-226	Плоские поверхности

В этот же период интерес к подобным разработкам наблюдается и за рубежом СССР. Так, японская фирма Nisso Machine Tool Co разрабатывает к 1986 году серию NSG-52 плоскошлифовальных станков с ЧПУ с использованием системы "Соммес" для электроразрядной правки кругов, обеспечивая тем самым повышение производительности (в 1,4 – 2,5 раза) и качества обработки.

1990-е годы отмечаются обобщением теоретических обоснований метода, накопленного опыта лабораторных и промышленных исследований [10, 11]. В условиях опытно-экспериментальной базы филиала возглавляемой Н.К. Беззубенко кафедры "Автоматизация и комплексная механизация машиностроения" на машиностроительном заводе "ФЭД" впервые исследуются технологические возможности алмазно-искрового шлифования с наложением ультразвуковых колебаний [12]. При комбинированном шлифовании с наложением ультразвуковых колебаний действие электрических разрядов обеспечивает формирование рабочего рельефа инструмента и поддержание его режущих свойств при работе, а ультразвук влияет на состояние межэлектродного зазора, способствует иницированию разрядов и повышению их равномерности, изменяет кинематику режущих элементов (их траекторию, геометрию). Колебания создают кавитацию жидкости, активизируя её поверхностно-"режущие" действия, смазывающие и очищающие свойства, что снижает трение, устраняет наросты и налипания. В результате облегчается процесс микрорезания и улучшаются условия формирования обработанной поверхности.

Современный период развития разработки характеризует обращение к аналитическим подходам описания условий устойчивости процесса шлифования, повышения на этой основе уровня прогнозирования и обеспечения технико-экономических показателей алмазно-искровой обработки в реальных условиях [13, 14], эффективной поддержки конструкторской, технологической и организационной подготовки производства (у производителя станков и инстру-

ментов) [15], повышения производительности и качества производства, эксплуатационных характеристик шлифованных деталей (у потребителей алмазно-искровых технологий и их продукции) [16].

Помимо ХПИ и НПО ЭНИМС, других проектных, исследовательских и производственных предприятий и организаций станкоинструментальной промышленности в образовавшихся с распадом СССР государствах, прошедшие годы отмечены исследованием и развитием алмазно-искрового шлифования усилиями воспитанников и партнёров харьковской научной школы физики процессов резания в университетских и научно-производственных центрах Германии (Магдебург), Венгрии (Мишкольц), Индии (Нью-Дели), Вьетнама (Ханой), Нигерии (Абуджа), Армении (Ереван), России (Белгород, Курск, Пенза), Украины (Киев, Днепропетровск, Донецк, Мариуполь, Севастополь, Сумы).

В сорокалетие от первого анонсирования разработки в 1972 г. [2] и последовавшей за ним первой официальной защитой диссертационного исследования процесса с новым термином “алмазно-искровое шлифование” [5], выполненного одним из авторов базового изобретения [2] А.Т. Калашниковым под совместным руководством также авторов [2] М.Ф. Семко и Н.К. Беззубенко, в НТУ “ХПИ” на кафедрах “Резание материалов и режущие инструменты” (ныне – “Интегрированные технологии машиностроения” им. М.Ф. Семко) и “Автоматизация и комплексная механизация машиностроения” (ныне – в составе объединенной кафедры “Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты”) накоплен обширный опыт разработки и сопровождения внедрения модернизированной и новой техники и технологий; подготовки и переподготовки персонала обслуживания внедряемой техники и технологий; выполнения наукоёмких заказов промышленности, научно-исследовательских и проектных организаций по изготовлению изделий из труднообрабатываемых материалов технологиями алмазно-искрового шлифования.

Основу привлекательности реализации разработок в тематическом поле алмазно-искрового шлифования для машиностроительных, приборостроительных, станкоинструментальных и других предприятий (через создание специальных и модернизацию (расширение технологических возможностей) универсальных шлифовальных станков и производственных модулей, комплектующих такие станки и модули инструментов из сверхтвёрдых материалов и электрофизических систем специального (дополнительного) энергообеспечения; их эксплуатацию) составляют существенное повышение производительности алмазного шлифования и заточки (в 1,5 – 3 раза), режущей способности и стойкости инструмента, вероятности бездефектной обработки, сокращение удельных энергозатрат на механическую обработку, повышение фондоотдачи производственного оборудования и производственных площадей, высвобождение обслуживающего персонала – при дополнительных затратах на модернизацию станка и оснащение его источником (генератором) дополнительной энергии общим объёмом дополнительных затрат 20 – 25% стоимости обычного оборудования. В сорокалетней исторической ретроспективе алмазно-искрового шлифования внедрение разработки концентрировалось на двух основных направлениях:

– промышленные технологии комбинированного шлифования деталей и заточки инструмента (преимущественно предприятия станкоинструментальной и приборостроительной отраслей Украины и России, в т.ч. ведущие – Полтавский алмазный завод, Изюмский приборостроительный завод и др.);

– рекомендации и технические задания для создания специальных шлифовальных и заточных станков и производственных модулей (ЭНИМС (г. Москва, Россия) и станкостроительные предприятия Украины, России, Беларуси, Армении, Литвы).

Только от выпуска и реализации в промышленности в 1984 – 1990 гг. 400 специальных станков–полуавтоматов модели 3В624 (Мукачевский станкостроительный завод) годовой экономический эффект в сопоставимых ценах превысил 1,7 млн. долларов США. В целом по промышленности за период 1981 – 1990гг. известный суммарный экономический эффект превысил 2,5 млн. долларов США, в том числе свыше 450 тыс. долларов США – за счёт внедрения промышленных технологий комбинированного шлифования и заточки в условиях модернизации универсального оборудования [11, 17].

В 1998 – 2005 гг. в условиях филиала НТУ “ХПИ” на ГП ХМЗ ФЭД, а также на базе изучения организации производства и производственной номенклатуры ОАО “Харьковский станкостроительный завод” были разработаны научно обоснованные рекомендации по назначению технологических параметров комбинированного алмазного шлифования, предложены и включены в производственный цикл прогрессивные технологии ряда изделий авиа- и станкостроения, в том числе из труднообрабатываемых сплавов и с повышенными требованиями к точности и качеству обработки. Эта совместная разработка харьковских политехников и заводчан представлялась и отмечена дипломом на региональной выставке - ярмарке “Наука Харьковщины – 2000” (23–25 февраля 2000 г.), а также на ряде других региональных, национальных и международных выставок 2000 – 2006 гг. в Харькове, Киеве, Москве.

В 1991 – 2000 гг. только по предприятиям авиационного машиностроения в г. Харькове, Харьковской и Луганской областях подтверждённый годовой экономический эффект от внедрения разработки составил свыше 1,1 млн. руб. в ценах 1991 г., а после 2001 г. – только по г. Харькову, и только в станкостроительном и авиамашиностроительном сегментах промышленности – свыше 750 тыс. грн. или ок. 100 тыс. долларов США.

В продвижении разработки в промышленность наряду с НТУ “ХПИ” и его филиалами на промышленных предприятиях г. Харькова участвуют и иногородние воспитанники и партнеры харьковской научной школы физики процессов резания по ее развитию и адаптации к конкретным научно-производственным задачам. Например, усилиями доц. С.М. Братана (ныне профессор, зав. кафедрой технологии машиностроения СевНТУ) и асп. А.П. Фалалеева (ныне профессор, проректор по научной работе того же университета) в 1996 г. разработка получила “прописку” в АО Судоремонтный завод “Залив” (г. Керчь), и т.д. Внедрение ближайших новых результатов (2011 г.), полученных под руководством профессора М.Д. Узунына на кафедре-

основателе метода алмазно-искрового шлифования его молодыми исследователями [18, 19], только по первому опыту заточки на Харьковском электротехническом заводе “Укрэлектромаш” твердосплавных инструментов из ультрасо-временного монокарбида вольфрама с субмикро- и наноразмерной структурой и повышенной плотностью компактирования [20], обеспечиваемыми передо-выми технологиями электроспекания под давлением, оценено предприятием в 46,8 тыс. грн. годового экономического эффекта [18].

Комплекс выполненных исследований и сформировавшихся по их ре-зультатам физических представлений о рабочих процессах алмазно-искрового шлифования, помимо резания материалов, способствует развитию и других научно-технических отраслей, в том числе современного инструментального материаловедения: подбор рациональных давлений плотной консолидации по-рошков из тугоплавкой инструментальной керамики в циклах электроспекания с прямым токоподводом, реализуемых в отношении объектов получения [20] и последующей окончательной обработки [18], следует производить с учетом впервые установленного [21] определенного подобия функций электрического разряда в технологиях электроконсолидации порошковых инструментальных материалов и алмазно-искрового шлифования.

И наоборот, анализ современных межотраслевых тенденций и перспектив научно-технического развития открывает принципиально новые возможности организационно-технологического развития алмазно-искрового шлифования. Используемые в практике военного дела и аналитико-прогностических оценках космогенных катастроф современные представления о взрыве металлов при сверхвысокоскоростном ударе [22] позволяют предвосхищать и проводить предварительные теоретические исследования с новыми акцентами в организа-ции процессов разрушения металлов в рабочей зоне алмазно-искрового шлифо-вания и других видов комбинированной обработки, использующих высокосо-ростные процессы воздействия на металл и электрические поля и токи в зоне обработки (например, процессы электроэрозионной обработки), а именно с ис-пользованием взрыва металла силой механического или электрического воз-действия как одной из перспективных технологических доминант в механооб-работке [23, 24]. Несмотря на то, что такие, комбинированные взрывными эф-фектами потенциальные технологии алмазно-искрового шлифования пока не-осуществимы при современном уровне технически достижимых скоростей шлифования, понимание отдаленной перспективы такого развития стимулирует поиск других комбинированных альтернатив в том же направлении взаимного дополнения и усиления эффектов механических и электрических воздействий, что является органической основой непревзойденных преимуществ алмазно-искрового шлифования, с достижением качественно нового интегрального ре-зультата, в особенности с избирательным предразрушением и разрушением ме-талла, позволяющим создавать рабочие процессы повышенной продуктивности, устойчивости и управляемости.

Метод алмазно-искрового шлифования, отмеченный Кабинетом Мини-стров Украины в рамках посвященной 20-летию независимости страны общего-

сударственной акции “Барвыста Украина” как “Лучший отечественный товар 2011 года”, реально является конкурентоспособным источником эффективных комбинированных рабочих процессов и технологических решений такого рода в современной экспериментальной и широкой промышленной алмазно-абразивной практике изготовления изделий из труднообрабатываемых материалов.

В разработке алмазно-искрового шлифования, сорок лет назад шагнувшего в мир техники и технологий из основанной М.Ф. Семко харьковской научной школы физики процессов резания, в разные годы приняли участие десятки сотрудников ряда кафедр и лабораторий Харьковского политехнического института. Она стала достойным всесоюзным детищем в эпоху СССР, продолжается в новом веке, заслуженно является гордостью НТУ “ХПИ”, и нет никакого сомнения, что и число ее энтузиастов, и ряд поддерживающих ее практику и развитие научно-производственных институций еще многие годы будут произрастать, как не исчерпает себя и сам метод алмазно-искрового шлифования – одна из многих искорок светлой памяти о М.Ф. Семко и Н.К. Беззубенко, открывающий своим исследователям все новые и новые грани технологических, экономических и экологических возможностей и перспектив.

С января 2013 г. в НТУ “ХПИ” под руководством профессора А.И. Грабченко, возглавившего после М.Ф. Семко кафедру-основателя метода, при государственной финансовой поддержке по плану НИОКР Министерства образования и науки, молодежи и спорта (приказ от 25.10.2012 г. № 1193) начинает выполняться проект “Разработка технических решений специальной модернизации универсальных станков и технологических баз данных для алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов” (тема М2240 в текущей идентификации НИОКР в НТУ «ХПИ», приказ от 28.11.2012 г. № 2656-II на выполнение темы в 2013-2014 гг.), в анонсированных ожидаемых результатах выполнения которого в экспертных отзывах на проект уже проявили заинтересованность ряд промышленных предприятий г. Харькова, в том числе представляющие государственный сектор экономики Электротяжмаш, ХМЗ “ФЭД”, Завод им. В.А. Малышева.

... Ныне в последнюю из вышедших в свет редакцию плеяды ученых, старший всего из нескольких десятков которых уже «разменял» третий век со дня рождения, через годы объединяемых значительным личным вкладом в разработку и развитие основных направлений науки о резании и прогресс машиностроительного производства, вписаны имена Наума Иосифовича Резникова и Михаила Федоровича Семко [25], учителя и ученика, в разные годы заведовавших одной кафедрой НТУ “ХПИ”, под руководством последнего выпустившей в свет метод алмазно-искрового шлифования. Нет никаких сомнений, что беспристрастное время впишет в эту плеяду и имя Николая Кирилловича Беззубенко, ученика и соратника М.Ф. Семко. Ибо редко кому дано ушедши остаться, остаться так предметно ощутимо, так зримо значимо, так широкомасштабно, с такой долговременной перспективой на благодарную память потомков. У М.Ф. Семко, и у Н.И. Резникова это сложилось. Сообразно значимости и масштабу личности, видению перспектив и редкой способности деятельно приближать их осуществление

вопреки всему и несмотря ни на что. По тем же основаниям и та же участь уготована и Николаю Кирилловичу Беззубенко (1928-2012 гг.), приближающемуся 85-летию которого и неотделимому от его имени методу алмазно-искрового шлифования посвящается эта статья благодарного за постижение в многолетнем личном с ним общении и алмазно-искрового шлифования, и науки жизни ученика.

**Список литературы:** 1. Семко М.Ф. О некоторых физических особенностях процесса резания алмазным инструментом / М.Ф. Семко // Станки и режущие инструменты. Респ. межведомств. науч.-техн. сб. – Вып. 1. – Алмазная обработка материалов. – Харьков: Изд-во Харьк. гос. ун-та, 1966. – С. 3-9. 2. А.с. 494130 СССР, МКИ<sup>1</sup> В 24 в 1/00, В 23 р 1/10. Способ абразивной обработки металлов / М.Ф. Семко, Н.К. Беззубенко, И.С. Сальтевский, А.Т. Калашников (СССР). № 1828222/25-8; заявл. 12.09.72; опубл. 25.08.76. Бюл. №31. – 2 с. 3. Семко М.Ф. Электроэрозионная правка алмазных кругов на металлических связках // Синтетические алмазы / М.Ф. Семко, Н.К. Беззубенко, Э.Б. Михайлуца. – Вып. 4. – 1974. – С. 14-17. 4. Интенсифицированный способ алмазно-искрового шлифования / М.Ф. Семко, Н.К. Беззубенко, И.С. Сальтевский, А.Т. Калашников // Новые технологические процессы. – М.: ГосИНТИ. 1975. – Вып. 11-75. – С. 1-4. 5. Калашников А.Т. Исследование физических особенностей и технологических возможностей алмазно-искрового шлифования: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.03 – обработка материалов резанием / Харьк. политехн. ин-т; науч. рук.: М.Ф. Семко, Н.К. Беззубенко. – М., 1976. – 22 с. 6. Семко М.Ф. Разработки на уровень изобретений / М.Ф. Семко, Н.К. Беззубенко // Ленинские кадры. – 31 августа 1979. – № 25. – С. 2. 7. Разработать и проверить в производстве технологический процесс алмазного шлифования деталей из твердых сплавов с воздействием электрическими разрядами на режущую поверхность круга и обрабатываемую деталь, обеспечивающий повышение (в 2 раза) производительности труда и качества обработки, выдать рекомендации по внедрению этого процесса на машиностроительных предприятиях (Дополнит. задание Гос. ком. по науке и технике СССР, постановление № 80 от 3 мая 1979 г.): Отчет о НИР / Н.К. Беззубенко (рук. темы), Н.П. Иванов, Ю.Г. Гуцаленко, Н.Н. Серова, П.К. Скоробогатько. – № гос. рег. 80016180; Инв. № Б924882. – Харьк. политехн. ин-т; Проблемная науч.-исслед. лаб. физики процессов резания инструментами из сверхтвердых поликристалл. материалов. – Харьков, 1980. – 99 с. 8. Машинобудівний факультет. 125 років у складі ХПІ: монографія / За заг. ред. А.І. Грабченка і М.С. Степанова. – Х.: Вид-во «Курсор», 2010. – 212 с. 9. Коньшин А.С. Шлифовальные станки в двенадцатой пятилетке / А.С. Коньшин // Механизация и автоматизация производства. – М.: Изд-во "Машиностроение". – 1987. – № 4. – С. 6-9. 10. Кобзарь Л.Е. Прогрессивное алмазно-искровое шлифование / Л.Е. Кобзарь, В.А. Фадеев, Н.К. Беззубенко. – Харьков: ХГПУ – ХНПО «ФЭД», 1995. – 152 с. 11. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. политехн. ун-т. – Харьков, 1995. – 56 с. 12. Набока Е.В. Интенсификация алмазно-искрового шлифования ультразвуковыми колебаниями / Е.В. Набока // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков, 1997. – Вып. 51. – С. 186-190. 13. Новиков Ф.В. Эффективность применения алмазного электроэрозионного шлифования / Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Ю.Г. Гуцаленко // В кн.: Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В 10-ти томах. – Т. 6: Качество обработки деталей машин. – Одесса. ОНПУ, 2003. – С. 171-220. 14. Новиков Ф.В. Оптимизация параметров энергетически равновесного процесса алмазного шлифования / Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Ю.Г. Гуцаленко // В кн.: Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В 10-ти томах. – Т.9: Проектирование технологических процессов в машиностроении. – Одесса: ОНПУ. 2005. – С. 477-509. 15. Гуцаленко Ю.Г. Доцільність і особливості організації торцевого планетарного шліфування у електрофізикохімічних технологіях / Ю.Г. Гуцаленко // Вісн. Харк. нац. техн. ун-ту сіл.



госп-ва. – 2010. – Вип.106: Техн. сервіс АПК, техніка та технології у с.-г. машинобудуванні. – С. 134-140. **16.** Узунян М.Д. Алмазно-іскрове шліфування твердих сплавів / М.Д. Узунян . – Х.: НТУ «ХП», 2003. – 359 с. **17.** Беззубенко Н.К. Алмазно-искровое шлифование: краткий обзор разработки харьковской научной школы физики процессов резания / Н.К. Беззубенко, Ю.Г. Гуцаленко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Матеріали міжнар. наук.-практ. конф. 18-19 трав. 2006 р., присвяч. 100-річчю з дня народження М.Ф. Семка. – Х.: Вид-во „Курсор”, 2006. – С. 60-66. **18.** Стрельчук Р.М. Визначення особливостей та раціональних умов алмазно-іскрового шліфування твердих сплавів з нанорозмірних зерен монокарбиду вольфраму: Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 – процеси механічної обробки, верстати та інструменти / Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т»; наук. кер. М.Д. Узунян. – Х., 2011. – 193 с. **19.** Агу Коллінз Агу. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування твердих сплавів шляхом застосування технології мінімального змащування: Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 – процеси механічної обробки, верстати та інструменти / Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т»; наук. кер. М.Д. Узунян. – Х., 2011. – 177 с. **20.** Геворкян Е.С. Щільні та поруваті конструкційні матеріали з нано- та субмікронних порошків WC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> і SiC поліфункціонального призначення: дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.11 – Технологія тугоплавких неметалічних матеріалів. – Харків, 2008. – 289 с. **21.** Гуцаленко Ю.Г. Определение рационального давления прессования при нанопорошковой электроконсолидации / Ю.Г. Гуцаленко // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Х.: НТУ «ХП», 2011. – Вип.1 (21). – С. 50-61. **22.** Марахтанов М. Металл взрывается! / М. Марахтанов, А. Марахтанов // Наука и жизнь. – 2002. – № 4. – С. 16-19. **23.** Гуцаленко Ю.Г. Особенности электроэрозионного разрушения металлов при высокоскоростном алмазно-искровом шлифовании / Ю.Г. Гуцаленко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Матер. міжнар. наук.-практ. конф. 15-16 трав. 2003 р. – Х.: НТУ «ХП», 2003. – С. 17-26. **24.** Беззубенко М.К. Алмазно-іскрове шліфування: назустріч 40-річчю / М.К. Беззубенко, Ю.Г. Гуцаленко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Тези доп. XX міжнар. наук.-практ. конф., Ч. I (15-17 трав. 2012 р., Харків). – Х.: НТУ «ХП», 2012. – С. 92. **25.** Малышев В.И. Очерки истории науки о резании материалов / В.И. Малышев. – Тольятти: ТГУ, 2011. – 216 с.

## УДК 621.923

### ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Дитиненко С.А., канд. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет)

*The results of theoretical investigations of the parameters of accuracy and surface roughness in grinding process of nursing*

При шлифовании важно обеспечить требуемые параметры точности и качества обработки. Для этого на заключительном этапе шлифования используется выхаживание, т.е. обработка ведется с отключенной радиальной подачей [1, 2]. Как установлено на практике, применение выхаживания является исключительно важным фактором повышения эффективности шлифования. Вместе с тем, с физической точки зрения процесс выхаживания изучен недостаточно полно. Отсутствуют теоретические решения о закономерностях изменения основных параметров обработки и путях интенсификации процесса. Известные (экспериментальные) результаты справедливы для вполне конкретных рассматриваемых условий обработки, что не позволяет провести с единых позиций

анализ закономерностей съема припуска и на этой основе выбрать оптимальные параметры финишной обработки. Целью работы является теоретический анализ путей повышения эффективности процесса выхаживания при шлифовании.

В работах [3, 4] получены аналитические зависимости для определения производительности обработки  $Q$  при выхаживании и отношение коэффициента резания  $K_{рез} = P_z / P_y$  к условному напряжению резания  $\sigma$ :

$$Q = \frac{\Pi}{\left( \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot B} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \right)}; \quad (1)$$

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left( \frac{a_z}{\rho} \right)^2}, \quad (2)$$

где  $P_z, P_y$  – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;  $\Pi$  – снимаемый припуск, м;  $\tau$  – время обработки, с;  $D_{дет}$  – диаметр обрабатываемой детали, м;  $B$  – ширина обработки, м;  $c$  – жесткость технологической системы, Н/м;  $V_{рез}$  – скорость резания, м/с;  $HV, \tau_{сдв}$  – твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого металла, Н/м<sup>2</sup>;  $a_z$  – толщина среза, м;  $\rho$  – радиус округления режущей кромки инструмента, м.

Как следует из зависимости (1), производительность обработки  $Q$  является функцией отношения  $K_{рез} / \sigma$ , которая в свою очередь зависит от толщины среза  $a_z$  и соответственно производительности обработки  $Q$ . Для установления данной закономерности, т.е. однозначного представления производительности обработки, воспользуемся аналитической зависимостью для определения максимальной толщины среза  $a_z$  при шлифовании [4]:

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^2}, \quad (3)$$

где  $\bar{X}, m$  – зернистость и объемная концентрация зерен в алмазном круге;  $V_{кр}, V_{дет}$  – скорости круга и детали, м/с;  $t$  – глубина шлифования, м;  $R_{кр}, R_{дет}$  – радиусы круга и детали, м;  $\rho$  – радиус округления вершины режущего зерна, м.

Подставляя (3) в зависимость (2), имеем:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{\bar{X}^2}{3 \cdot \rho^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left[ \frac{315 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр}} \right]^2}. \quad (4)$$

Наибольшее влияние на отношение  $K_{рез} / \sigma$  (рассматривая при шлифовании отношение  $K_{ш} / \sigma$ , где  $K_{ш} = K_{рез}$  – коэффициент шлифования) оказывают параметры  $\rho$  и  $\bar{X}$ . По мере затупления зерен круга их радиусы  $\rho$  увеличиваются, что приводит к уменьшению отношения  $K_{ш} / \sigma$ . Следовательно, основным условием увеличения отношения  $K_{ш} / \sigma$  и повышения эффективности шлифования необходимо рассматривать обеспечение высокой остроты режущих зерен круга. Исходя из зависимости (4), увеличением зернистости круга  $\bar{X}$  также можно добиться существенного увеличения отношения  $K_{ш} / \sigma$ . Однако, как известно, с увеличением  $\bar{X}$  увеличивается радиус  $\rho$ , что препятствует росту отношения  $K_{ш} / \sigma$ . В рассматриваемом процессе выхаживания поперечная подача равна нулю. Съем металла происходит за счет упругих перемещений в технологической системе. Очевидно, фактическая глубина шлифования  $t$  с течением времени будет уменьшаться (вплоть до нуля) и, исходя из зависимости (4), будет приводить к уменьшению отношения  $K_{рез} / \sigma$  по закону  $t^{1/3}$ . Как видим, интенсивность уменьшения  $K_{рез} / \sigma$  не столь существенна.

Произведем количественную оценку влияния изменения соотношения  $K_{рез} / \sigma$  на производительность обработки  $Q$ . Для этого в зависимости (4) произведение параметров режима шлифования  $V_{дет} \cdot t$  выразим через производительность обработки  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ . Если подставить преобразованную зависимость (4) в (1), то приходим к уравнению относительно неизвестной величины  $Q$ :

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{2/3} - \Pi = 0, \quad (5)$$

где  $M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot B}$ ;

$$N = \frac{3 \cdot \rho^2}{c \cdot V_{кр} \cdot \bar{X}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}{2} \left[ \frac{m \cdot V_{кр}}{315 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{B} \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}} \right]^2}.$$

Данное уравнение решается численным методом. Поэтому упростим уравнение (5), рассматривая его в виде квадратного уравнения (с учетом  $x^2 = Q$ ):

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{0,5} - \Pi = 0 \quad \text{или} \quad x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0. \quad (6)$$

Решая квадратное уравнение, после несложных преобразований, имеем:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left( \frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (7)$$

Из зависимости (7) следует, что увеличить производительность обработки  $Q$  можно увеличением величины снимаемого припуска  $\Pi$  и уменьшением параметров  $N$  и  $M$ . Уменьшение  $N$  предполагает уменьшение  $\rho$ ,  $B$ ,  $m$  и увеличение  $c$ ,  $V_{кр}$ ,  $V_{дет}$ ,  $\bar{X}$ . Уменьшение  $N$  предполагает уменьшение времени обработки  $\tau$ , т.е. с течением времени  $\tau$  производительность обработки  $Q$  будет уменьшаться. Это согласуется с начальной зависимостью (1), рассматривая в ней отношение  $K_{рез}/\sigma$  заданным. Однако, влияние времени обработки  $\tau$  на производительность обработки  $Q$  в зависимости (7) значительно ниже, чем в зависимости (1). Следовательно, увеличивается время устранения погрешности размера обрабатываемой детали. Чтобы усилить влияние времени обработки  $\tau$  на производительность  $Q$ , необходимо в зависимости (7) существенно уменьшить параметр  $N$ , а параметр  $M$ , наоборот, увеличить.

Уменьшение параметра  $N$  связано в первую очередь с уменьшением радиуса округления вершины режущего зерна  $\rho$  и увеличением зернистости круга  $\bar{X}$ . Увеличить параметр  $M$  можно главным образом за счет уменьшения ширины шлифования  $B$ , так как диаметр детали  $D_{дет}$  – заданная величина.

Если в зависимости (7) слагаемое  $\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2}$  будет больше слагаемого  $\frac{M}{\Pi}$ , то влияние времени обработки  $\tau$  на производительность обработки будет несущественно и процесс исправления погрешности обработки “растянется” во времени. Это подтверждается практикой шлифования, в особенности при резании затупленным инструментом, когда в процессе длительного выхаживания не удается добиться заметного уменьшения величины упругого перемещения.

Данная закономерность имеет место и при шлифовании алмазным инструментом. В этом случае определяющим фактором является существенное увеличение условного напряжения резания  $\sigma$  за счет увеличения трения связи круга (в особенности металлической связи) с обрабатываемым материалом. В результате знаменатель зависимости (1) резко увеличивается, соответственно производительность обработки  $Q$  неограниченно уменьшается, что не позволяет практически реализовать процесс выхаживания.

Произведем расчет и анализ шероховатости обработанной поверхности на этапе выхаживания при шлифовании. При шлифовании прямолинейного образца без поперечной подачи (т.е. при выхаживании) уравнение, описывающее баланс перемещений в технологической системе, имеет вид [3]:

$$y + V_{\phi} \cdot \tau = \Pi, \quad (8)$$

где  $y$  – величина упругого перемещения в технологической системе, м;  $V_{\phi}$  – линейная скорость съема металла, м/с;  $\Pi$  – величина снимаемого припуска при выхаживании, м.

Величина упругого перемещения  $y$  определяется радиальной составляющей силы резания  $P_y = c \cdot y$ . Предположим, что при абразивной обработке в

контакте с обрабатываемым материалом находится  $n_0$  зерен. Если принять, что режущие зерна выступают над уровнем связки абразивного или алмазно-абразивного инструмента на одинаковую высоту и имеют конусообразную форму режущей части с углом при вершине  $2 \cdot \gamma$ , то для вдавливания режущих зерен в обрабатываемый металл необходимо приложить радиальную силу  $P_y$ :

$$P_y = \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot R_{max}^2 \cdot n_0 \cdot HV, \quad (9)$$

где  $R_{max}$  – глубина вдавливания режущего зерна в обрабатываемый металл (условно равна максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности – параметру шероховатости обработки  $R_{max}$ ), м;  $n_0 = S \cdot k$ ;  $S$  – площадь контакта инструмента с обрабатываемой деталью, м<sup>2</sup>;  $k$  – поверхностная концентрация зерен инструмента, шт./м<sup>2</sup>.

Параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  при шлифовании образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью  $V'_{дет}$ , определяется зависимостью [5]:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{V'_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (10)$$

Параметр  $V'_{дет}$  равен  $V_{ф}$ . Разрешим зависимость (10) относительно скорости  $V'_{дет} = V_{ф}$  и подставим полученную зависимость в уравнение (8). Подставив в уравнение (8) также зависимость (9), имеем

$$R_{max} = \sqrt{\frac{\Pi \cdot c}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot (\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot S \cdot HV + 2 \cdot V_{кр} \cdot c \cdot \tau)}}. \quad (11)$$

Как видим, с течением времени обработки  $\tau$  параметр шероховатости  $R_{max}$  уменьшается. Более существенное влияние на параметр  $R_{max}$  оказывают параметры  $\Pi, \gamma, k$ . Важнейшим условием уменьшения параметра  $R_{max}$  следует рассматривать увеличение поверхностной концентрации зерен  $k$ , т.к. увеличение угла  $\gamma$  ведет к уменьшению отношения  $a_z / \rho$ , увеличению силовой напряженности и ухудшению процесса резания.

Для сравнения определим параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  при шлифовании по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием  $P_y$ , определяемым зависимостью (9):

$$R_{max} = \sqrt{\frac{c \cdot y}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot k \cdot S}}. \quad (12)$$

При условии  $\tau = 0$  зависимость (11) принимает вид зависимости (12), рассматривая при этом  $y = \Pi$ . Это означает, что обработка по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием  $P_y$  приводит к большим значениям параметра шероховатости обработки  $R_{max}$ , чем обработка по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе. Значения  $R_{max}$  равны для двух рассматриваемых схем лишь в начальный момент обработки (при условии

$\tau = 0$ ). Следовательно, с точки зрения уменьшения параметра шероховатости  $R_{max}$  эффективно обработку вести по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе, т.е. реализуя процесс выхаживания.

Таким образом, в работе произведена оценка влияния параметров силовой напряженности процесса резания на точность и производительность обработки на этапе выхаживания при шлифовании. Определены факторы, наиболее ответственные за формирование точности и производительности обработки при выхаживании. Аналитически описана шероховатость обработки при выхаживании и установлены условия ее уменьшения.

**Список литературы:** 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Лурье Г.Б. Шлифование металлов / Г.Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения" – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с. 5. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: Автореф. дис... докт. техн. наук: 05.03.01 / Одес. гос. политехн. ун-т. – Одесса, 1995. – 36 с.

**УДК 621.923**

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

**Новиков Г.В.**, канд. техн. наук (*Научный центр НТК "Эльбор", Харьков*)  
**Ишиак Шайбу Аруди** (*ГВУЗ "Приазовский государственный  
технический университет", Мариуполь*)

*We justify the technological capabilities of processing materials by cutting cutting and abrasive tools on the basis of a theoretical analysis of the conditions of the process of chip formation*

Повышение эффективности механической обработки деталей машин является одним из основных направлений развития современного машиностроения и создания конкурентоспособной продукции. Для его реализации важно располагать фундаментальными знаниями о потенциальных возможностях процессов механической обработки и путях их практического использования. Вместе с тем, в настоящее время теория обработки материалов резанием в полной мере математически не формализована, что не позволяет решить ряд сложных задач по оптимизации параметров процессов резания материалов в плане повышения их производительности и снижения энергоемкости, улучшения качества обработки. Целью работы является обоснование технологических возможностей обработки материалов резанием лезвийными и абразивными инструментами на основе теоретического анализа условий осуществления процесса стружкообразования.

В ранее опубликованных работах [1–7] приведена разработанная математическая модель стружкообразования при резании материалов и аналитическая зависимость, устанавливающая связь между углом сдвига материала при резании  $\beta$  (рис. 1) и коэффициентом  $K_{рез} = P_z / P_y$ , равным отношению тангенциальной  $P_z$  и радиальной  $P_y$  составляющих силы резания:

$$tg 2\beta = K_{рез}, \quad (1)$$

где  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$ ;  $\gamma$  – передний угол режущего инструмента, град;  $\psi$  – условный угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента, град ( $tg \psi = f$  – коэффициент трения).

Общеизвестно, что чем больше угол сдвига материала  $\beta$ , тем меньше энергоёмкость процесса резания и соответственно выше его эффективность. Поэтому, увеличивая коэффициент  $K_{рез}$ , можно увеличить угол сдвига материала  $\beta$  и добиться повышения эффективности процесса резания. В связи с этим важно провести анализ закономерностей изменения коэффициента  $K_{рез}$ . Из рис. 1 несложно определить составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$ :

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma = P_0 \cdot \cos(\psi - \gamma), \\ P_y = -N \cdot \sin \gamma + f \cdot N \cdot \cos \gamma = P_0 \cdot \sin(\psi - \gamma), \end{cases} \quad (2)$$

где  $P_0 = N / \cos \psi$ .

На основе системы (2) приходим к зависимости (1). На рис. 2,а показан характер изменения составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$ . Как видно, с увеличением угла  $(\psi - \gamma)$  в пределах от 0 до  $90^\circ$  тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  уменьшается, а радиальная составляющая силы резания  $P_y$ , наоборот, увеличивается. Отношение  $P_z / P_y$ , определяющее коэффициент  $K_{рез}$ , с увеличением угла  $(\psi - \gamma)$  уменьшается, рис. 2,б. Процесс резания осуществим при положительных значениях коэффициента  $K_{рез}$ , т.е. при значениях угла  $(\psi - \gamma)$ , изменяющихся в пределах 0 до  $90^\circ$ . Из зависимостей (2) и рис. 2,а вытекает, что при  $(\psi - \gamma) = 0$  тангенциальная составляющая силы резания  $P_z = 0$ , а при  $(\psi - \gamma) = 90^\circ$  – радиальная составляющая силы резания  $P_y = 0$ . С учетом того, что передний угол режущего инструмента  $\gamma$  может быть положительным или отрицательным, возможны два случая:  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$  и  $K_{рез} = ctg(\psi + \gamma)$ . Первый случай реализуем для положительного переднего угла  $\gamma$  при условии  $(\psi - \gamma) < \psi$ , т.е. при изменении угла  $(\psi - \gamma)$  в пределах  $0 \dots \psi$  (рис. 2,б). Второй случай реализуем для отрицательного переднего угла  $\gamma$  при условии  $(\psi + \gamma) > \psi$ , т.е. при изменении угла  $(\psi + \gamma)$  в пределах  $\psi \dots 90^\circ$ . Угол  $(\psi - \gamma)$  принимает значение  $\psi$  при условии  $\gamma = 0$  (рис. 2,б). Очевидно, первый случай осуществим при резании лезвийным инструментом с положительным передним углом  $\gamma$ . Второй случай – при резании абразивными ин-

струментами, поскольку режущие абразивные зерна имеют отрицательные передние углы. В первом случае  $K_{рез}$  больше, чем во втором случае (табл. 1).

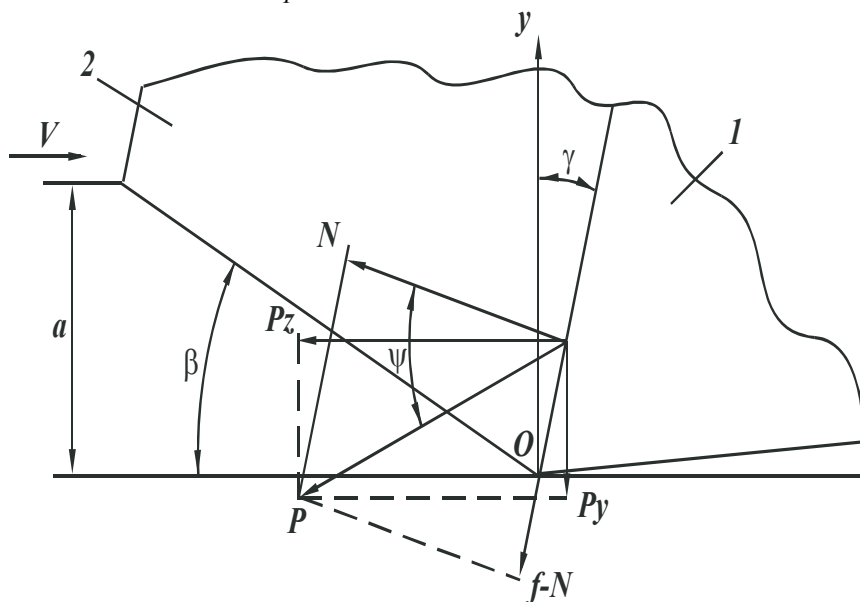


Рис. 1. Расчетная схема процесса резания: 1 – резец; 2-стружка.

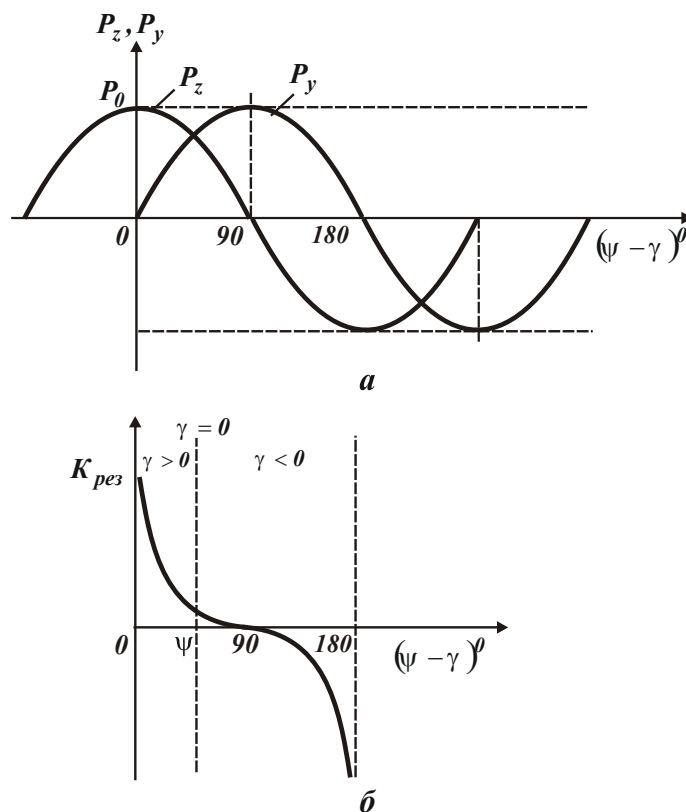


Рис. 2. Зависимости  $P_z, P_y$  (а) и  $K_{рез}$  (б) от  $(\psi - \gamma)$ .

Следовательно, при лезвийной обработке  $K_{рез}$  больше, чем при абразивной обработке. Исходя из этого, границей раздела лезвийной и абразивной обработки является значение угла  $\psi$ . При резании инструментами из твердых сплавов и инструментальных сталей угол  $\psi$  принимает значения, близкие  $45^\circ$ .



Тогда  $K_{рез} \approx 1$  и можно полагать, что лезвийная обработки реализуется при  $K_{рез} = 1 \dots 10$  и более, а абразивная – при  $K_{рез} < 1$  (при  $K_{рез} = 0,1 \dots 0,5$ ).

Таблица 1

Расчетные значения коэффициента  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$

$(\psi - \gamma)$ , град	0	5	10	15	20	25	30	40	45	50	60	70	80	90
$K_{рез}$	$\infty$	11,4	5,7	3,7	2,7	2,1	1,7	1,2	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2	0

Исходя из такого геометрического представления коэффициента  $K_{рез}$ , можно более полно оценить возможности его увеличения с целью увеличения угла сдвига материала  $\beta$  и соответственно повышения эффективности процесса резания. Основным путем увеличения коэффициента  $K_{рез}$  несомненно является уменьшение условного угла трения на передней поверхности инструмента  $\psi$ . Это сужает диапазоны изменения угла  $(\psi - \gamma)$  и положительного переднего угла инструмента  $\gamma$ , т.е. сужает диапазон резания инструментом с положительным углом  $\gamma$ . Угол  $\gamma$  не может быть больше угла  $\psi$ . Следовательно, при использовании алмазных режущих лезвийных инструментов, характеризующихся наименьшим коэффициентом трения  $f$  с обрабатываемым материалом, передний угол инструмента  $\gamma$  необходимо устанавливать близким к нулю. В противном случае процесс стружкообразования при резании может быть неосуществим. В тоже время уменьшение угла  $\psi$  расширяет диапазон резания инструментом с отрицательным передним углом  $\gamma$ , реализуемый при условии  $(\psi + \gamma) > \psi$ . Это указывает на то, что процесс резания может быть осуществим при больших отрицательных передних углах инструмента, например, при резании алмазными зёрнами. Так как условный угол трения  $\psi$  для алмаза может принимать значения  $10^0$  и менее, то отрицательный передний угол режущего алмазного зерна может достигать значения  $80^0$ , т.е. процесс стружкообразования осуществим при микрорезании практически затупленным алмазным зерном. Применение абразивных зёрен, характеризующихся более высокими значениями коэффициента трения  $f$  и соответственно условного угла трения  $\psi$ , позволяет реализовать процесс стружкообразования при меньших отрицательных передних углах  $\gamma$ . Этим объясняется эффективность применения алмазно-абразивной обработки.

Из табл. 1 вытекает, что при резании лезвийным алмазным инструментом, вследствие возможного изменения угла  $(\psi - \gamma)$  в пределах  $5 \dots 15^0$ , коэффициент  $K_{рез}$  может принимать относительно большие значения –  $3,7 \dots 11,4$ . При алмазно-абразивной обработке, например, реализующей условия  $\psi = 10^0$  и  $\gamma = -40 \dots 80^0$ , коэффициент  $K_{рез}$  меньше единицы и равен  $0,8 \dots 0$ . При резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных сталей

условный угол трения  $\psi$  значительно больше, чем при резании алмазным инструментом и достигает значений  $30...50^\circ$ . Это расширяет диапазон изменения угла  $(\psi - \gamma)$  и позволяет увеличить положительный передний угол инструмента  $\gamma$  до значений  $30...45^\circ$ , что реализуемо на практике. В результате угол  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , а коэффициент  $K_{рез}$  существенно увеличивается, что повышает угол сдвига материала  $\beta$  и соответственно эффективность процесса резания.

Таким образом показано, что для достижения одного и того же значения коэффициента  $K_{рез}$  при резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных материалов, характеризующихся более высокими коэффициентами трения  $f$  по сравнению с алмазным инструментом, необходимо существенно увеличить передний угол  $\gamma$ . Как известно, в ряде случаев, например при прерывистом резании (в условиях возникновения ударных нагрузок), это ведет к снижению прочности режущего клина инструмента и соответственно его работоспособности, что неэффективно. Поэтому с целью уменьшения переднего угла инструмента  $\gamma$  при одновременном обеспечении высоких значений коэффициента  $K_{рез}$  необходимо уменьшить угол  $\psi$  (коэффициент трения  $f$ ) за счет использования эффективных технологических сред и т.д. Применим полученное решение для анализа случая  $\psi = 0$ . Исходя из рис. 2,б, в этом случае передний угол инструмента  $\gamma$  может быть лишь отрицательным. Следовательно, реализуем лишь процесс алмазно-абразивной обработки. Этим показано,

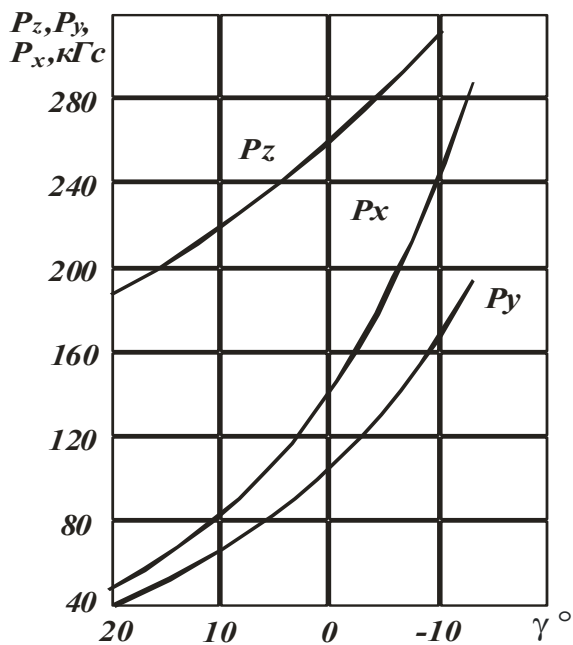


Рис. 3. Влияние переднего угла на силы  $P_z, P_y, P_x$  при точении (сталь 40;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $t = 4$  мм;  $s = 0,285$  мм/об;  $V = 40$  м/мин).

но, что процесс резания лезвийным инструментом с положительным передним углом может быть осуществим при условии наличия трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента. При отсутствии трения передний угол инструмента  $\gamma$  должен быть отрицательным (в пределе равным нулю).

На основе сказанного можно заключить, что создание положительного переднего угла инструмента продиктовано исключительно необходимостью снижения отрицательного влияния силы трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента на процесс стружкообразования (уменьшение коэффициента  $K_{рез}$  и угла сдвига материала  $\beta$ ). Чем ниже интенсивность трения в зоне резания, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента. Оптимальным передним углом ин-

струмента с точки зрения улучшения условий стружкообразования при резании с незначительной интенсивностью трения обрабатываемого и инструментального материалов должен быть угол, близкий к нулю. Поскольку справедливо условие  $(\psi - \gamma) > 0$ , то угол сдвига материала  $\beta$ , определяемый по известной формуле профессора Зворыкина К.А.

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (3)$$

будет принимать значения, меньшие  $45^\circ$ . Это подтверждается практическими данными, согласно которым угол сдвига материала  $\beta$  при резании лезвийными и абразивными инструментами всегда меньше  $45^\circ$ . Причем, чем больше угол  $(\psi - \gamma)$ , тем меньше  $\beta$ . Произведем количественную оценку приведенного выше теоретического решения. Для этого установим характер изменения коэффициента  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$ . Рассмотрим два случая. В первом случае переменным будет передний угол резца  $\gamma$ , а во втором случае – условный угол трения  $\psi$  на передней поверхности резца. Для анализа первого случая рассмотрим известные экспериментальные данные, приведенные в работе [8] (рис. 3).

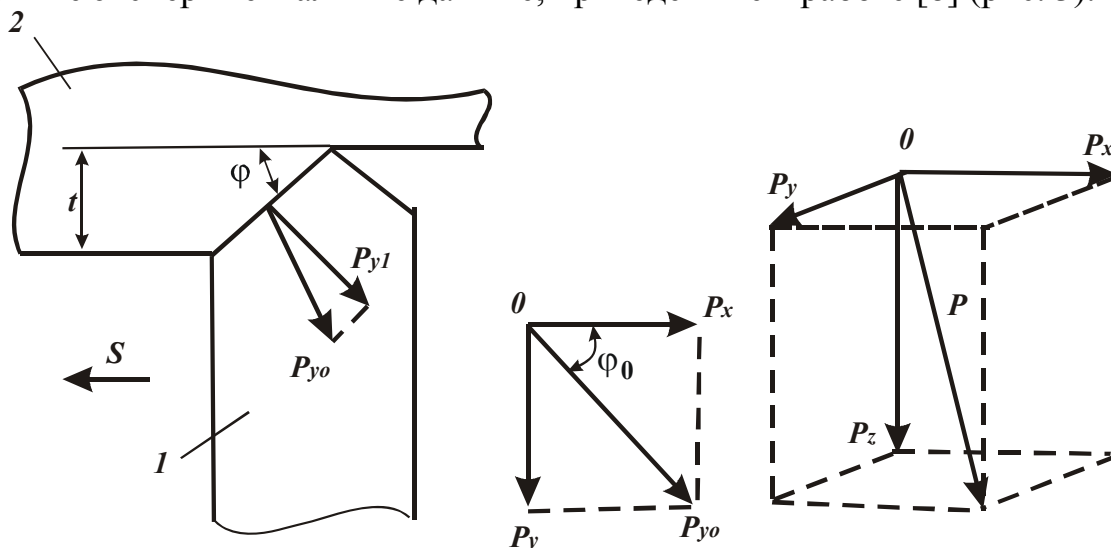


Рис. 4. Составляющие силы резания при точении: 1 – резец; 2 – заготовка.

Учитывая то, что сила резания имеет три составляющие:  $P_z, P_y, P_x$ , коэффициент  $K_{рез}$  рассчитаем по зависимости  $K_{рез} = P_z / P_{y1}$ , где  $P_{y1} = P_{y0} \cdot \cos \phi'_0$ ;  $P_{y0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ ;  $\phi'_0 = (\phi + \phi_0) - 90^\circ$ ;  $\text{tg } \phi_0 = P_y / P_x$  (рис. 4). Здесь  $P_{y0}$  – равнодействующая двух сил  $P_y, P_x$ ;  $P_{y1}$  – проекция равнодействующей силы  $P_{y0}$  на нормаль к главному лезвию резца;  $\phi$  – главный угол резца в плане;  $\phi_0$  – угол между силами  $P_x$  и  $P_{y0}$ ;  $\phi'_0$  – угол между силой  $P_{y0}$  и ее проекцией  $P_{y1}$ . В табл. 2 приведены расчетные значения углов  $\phi_0$  и  $\phi'_0$ , коэффициента  $K_{рез} = P_z / P_{y1}$ , условного угла трения  $\psi$  и коэффициента трения  $f$  в зависимости от переднего угла инструмента  $\gamma$ . Как видно, с уменьшением переднего угла инструмента

$\gamma$  и переходом его в область отрицательных значений, коэффициент  $K_{рез}$  уменьшается (рис. 5), что хорошо согласуется с вышеприведенными теоретическими результатами (рис. 2,б). Коэффициент трения  $f$  также уменьшается с уменьшением  $\gamma$ , что связано с повышением температуры резания вследствие интенсивного роста составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$  (рис. 3).

Таблица 2

Расчетные значения параметров  $\gamma, \varphi_0, \varphi'_0, K_{рез}, \psi, f$

$\gamma$ , град	20	10	0	-10
$\varphi_0$ , град	39	39	40	35
$\varphi'_0$ , град	9	9	10	5
$K_{рез}$	2,9	2,23	1,5	1,08
$\psi$ , град	39	34	34	35
$f$	0,8	0,67	0,67	0,7

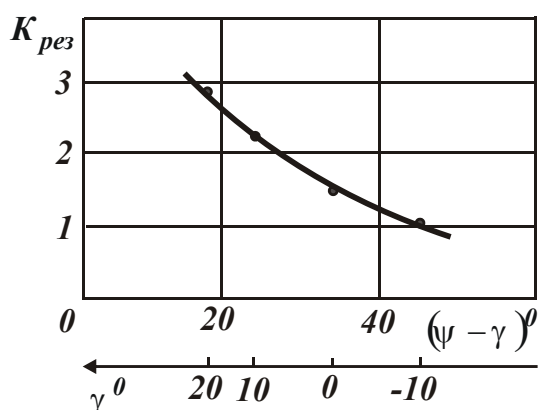


Рис. 5. Зависимость коэффициента  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$ .

Рассмотрим случай изменения угла  $(\psi - \gamma)$  за счет изменения условного угла трения  $\psi$  на передней поверхности резца путем увеличения скорости резания  $V$ . Для этого воспользуемся экспериментальными данными, приведенными в работе [9] (рис. 6). Коэффициент  $K_{рез}$  определим по зависимости  $K_{рез} = P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ , а угол  $(\psi - \gamma)$  – по зависимости  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$  (табл. 3, рис. 7). Как видно, с увеличением скорости резания  $V$  коэффициент  $K_{рез}$  увеличивается, а угол

$(\psi - \gamma)$  – уменьшается, что связано с уменьшением условного угла трения  $\psi$  (т.к. передний угол резца  $\gamma$  остается постоянным). Это согласуется с теоретическими результатами (рис. 2,б).

Таблица 3

Значения параметров  $K_{рез}$  и  $(\psi - \gamma)$

$V$ , м/мин	20	40	80	120
$K_{рез}$	3	4,4	5,4	7
$(\psi - \gamma)$ , град	18	13	10	8

Таким образом, теоретически обоснованы условия осуществления процесса стружкообразования при резании материалов лезвийными и абразивными

инструментами. Раскрыта физическая сущность взаимосвязи переднего угла инструмента с условным углом трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента. Показано, что чем меньше условный угол трения, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента с точки зрения улучшения условий стружкообразования при резании. С уменьшением условного угла трения также расширяется диапазон изменения отрицательного переднего угла инструмента, при котором осуществим процесс стружкообразования, что очень важно для эффективного ведения процессов абразивной и алмазно-абразивной обработки инструментами с недостаточно высокой режущей способностью, например, кругом, работающим в режиме затупления.

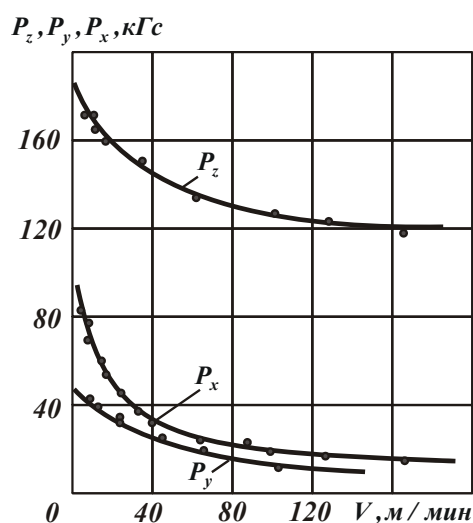


Рис. 6. Влияние  $V$  на  $P_z, P_y, P_x$  при точении (титановый сплав ВТ1;  $\varphi=70^\circ$ ;  $t=2,5$  мм;  $s=0,47$  мм/об).

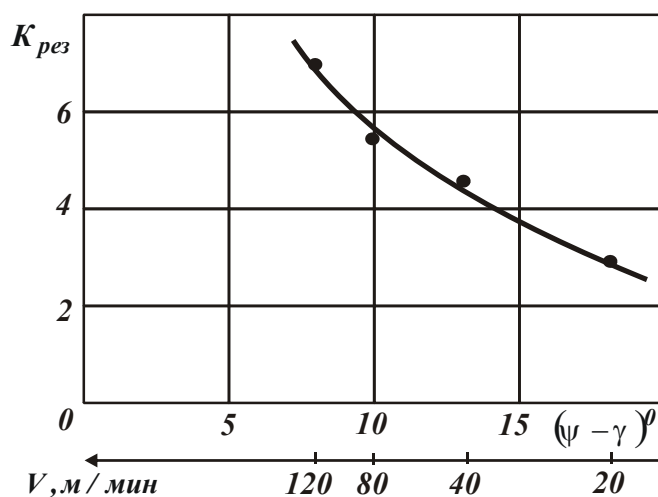


Рис. 7. Зависимость коэффициента  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$ .

**Список литературы:** 1. Новиков Г.В. Физические закономерности процесса стружкообразования при алмазно-абразивной обработке / Г.В. Новиков. – Вісник Національного технічного університету “ХПІ”, Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХПІ”. – 2002. – № 9, т. 11. – С. 47-52. 2. Новиков Г.В. О механизме стружкообразования при резании материалов / Г.В. Новиков. – Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – “Підвищення надійності відновлюємих деталей машин”. – 2003. – Вип. 18. – С. 51-58. 3. Новиков Г.В. Аналитические зависимости механики резания материалов / Г.В. Новиков. – Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. – Труды 9-й Международной научно-технической конференции, 3-4 июня 2004г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 3-7. 4. Новиков Г.В. Аналитическая модель силовой напряженности процесса резания с переменной толщиной среза / Г.В. Новиков. – Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Харків, 2004. – Вип. 2(9) – С. 149-154. 5. Новиков Г.В. Элементы теории энергоёмкости процессов механической обработки / Г.В. Новиков. – Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Харків, 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74-86. 6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 7. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”

– Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 8. Зорев Н.Н. Вопросы механики процессов резания металлов / Н.Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с. 9. Полетика М.Ф. Исследование процесса резания титановых сплавов / М.Ф. Полетика. – В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов. – Куйбышевское областное книжное издательство, 1962. – С. 28-35.

**УДК 621.81**

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РЕМОНТНЫХ РАБОТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТЕХНОЛОГИИ ПЛАСТИНИРОВАНИЯ**

**Савченко Н.Ф.**, канд. техн. наук (*ХНЭУ, Харьков*)

*A technology of corrosion protection and repairs to products with the internal surfaces of surfaces such as bodies of revolution. The method for determining the main process parameters*

В настоящее время разработано несколько способов защиты от коррозии внутренней поверхности изделий или их восстановления. Наиболее часто применяются такие способы: металлизация, гальванические способы, запрессовка коррозионно-износостойких пластин, наплавка на внутреннюю поверхность порошков, восстановление нагревом и т.д. Основными характерными недостатками приведенных выше способов являются:

- металлизация – низкая адгезионная прочность, использование дорогих материалов, сложность и высокий уровень шума;
- осталивание – низкая износостойкость, сложность мехобработки, высокая трудоемкость;
- хромирование – низкая производительность, высокая стоимость процесса, недостаточная смачиваемость и прирабатываемость поверхности;
- центробежное напекание – значительные деформации, высокая стоимость материалов, сложность мехобработки.

Для устранения недостатков существующего технологического процесса (длительность работ в случае выхода из строя дефицитных изделий, сложность их замены) предлагается использование для коррозионной стойкости или при восстановлении изделий метод пластинирования, или футеровки [1, 2]. Его особенностью можно считать использование специальной формы пластин или обечайек, плотно, с натягом, прижатых к основной детали. В соответствии со способом [2] внутренняя поверхность детали футеруется обечайкой. При использовании предложенного способа (А.с. №1453712) в полости детали размещают тонкостенную обечайку 2, периметр которой превышает периметр внутренней цилиндрической поверхности тела детали 1 для создания условий плотного контакта и при необходимости регулируемого натяга соприкасающихся поверхностей обечайки и внутренней поверхности детали.

Для этого при создании распирающих усилий для прижатия обечайки к стенкам поверхности используется специальное технологическое устройство (рис.1). Состав операций предлагаемого технологического процесса (типового):

- 000 – Слесарная (разборка конструкции);
- 010 – Токарная (при необходимости);

- 015 – Изготовление обечайки для пластинирования;
- 020 – Пластинирование (футеровка)
- 025 – Технический контроль
- 025 – Токарная (в особых случаях)

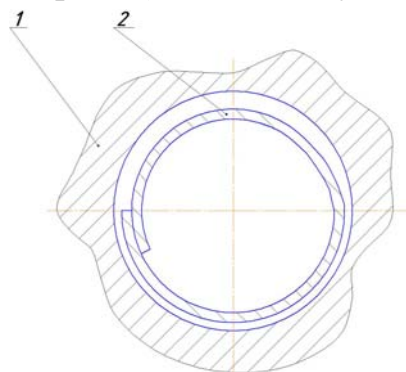


Рис.1. Схема пластинирования (футеровки).

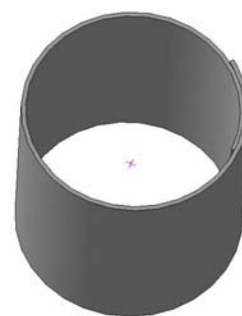


Рис.2. Заготовка (обечайка) – модель в 3Д.

Величина натяга обеспечивается искусственным увеличением периметра обечайки на величину, большую в пределах упругости величину периметра внутреннего отверстия детали. В соответствии с особенностями технологии (как ее преимущество) возможен широкий выбор вариантов выполнения заготовки. Количество вариантов определяется ассортиментом, имеющихся в распоряжении марок сталей и цветных сплавов и выбираемых для тонкостенной обечайки по конструктивным и технологическим соображениям (минимальное количество доработок конструкции, надежность и безопасность, коррозионная стойкость). В качестве материала обечайки наиболее предпочтительно использование нержавеющей сталей (например, 12X18H10T), а также алюминиевых сплавов (например, Амц, Амг2 и др.), которые имеют высокие коррозионные свойства и малый разброс по толщине (разнотолщинность менее 5%), высокое качество поверхности (шероховатость Ra менее 5), что во многих случаях позволяет исключить необходимость последующей обработки внутренней поверхности детали. При выборе размеров толщины листа  $t$  можно воспользоваться зависимостью:  $t - \delta_t = \Delta + \delta_n$ , где  $\delta_t$  – допуск по толщине листа (отрицательный, не более 5% от толщины листа);  $\Delta$  – разность между диаметрами детали и обечайки;  $\delta_n$  – величина, выбираемая для обеспечения требуемой величины натяга.

По условиям эксплуатации величина натяга должна находиться в пределах 5 – 10 МПа, а  $\delta_n$  – в пределах  $(0,5 - 1,0) \cdot \delta_t$ , для  $\Delta = 1$  мм принимаем, что  $\delta_n = \delta_t = 0,05$  мм). В этом случае толщина листа составит:  $t = \Delta + 2 \delta_n = 1 + 0,1 = 1,1$  мм. Длина листовой заготовки больше периметра отверстия детали на величину упругой деформации и составит:  $L = 2 \pi R (1 + \delta_y)$ , где  $R$  – радиус отверстия детали;  $\delta_y$  – величина упругой деформации, задается с учетом создания требуемой величины натяга и устойчивости тонкостенной обечайки при ее упругом сжатии в процессе пластинирования (футеровки), ее значение:  $\delta_y \leq \frac{\sigma}{E}$ , здесь  $\sigma$  – допустимое по соображениям потери устойчивости напряжение в тонкостенной

обечайке, для стали 12X18H10T  $\sigma \leq 35$  МПа, а  $E$  – модуль упругости, для стали  $= 2 \cdot 10^5$  МПа. Тогда длина вырезаемой полосы составит:  $L = 2 \pi R (1 + \delta_y)$ .

Таким образом, определены основные размеры заготовки, необходимые для пластинирования детали. Для определение величины натяга можно использовать формулу Лапласа для тонкостенного сосуда цилиндрической формы, получим, что величина натяга  $q$  будет равна:

$$q = \frac{Et\delta}{R},$$

то есть, прямо пропорционально зависеть от толщины материала обечайки  $t$  и величины упругой деформации  $\delta$  и обратно пропорционально – размерам (радиусу  $R$ ) отверстия детали.

Благодаря возможности более в широких пределах по сравнению с замкнутыми оболочками осуществлять выбор обечаек для пластинирования (по толщине, материалу) может быть обеспечены более широкие диапазоны и значения натягов между стенками обечайки и ремонтируемого изделия. Например, при использовании в качестве обечайки алюминиевой полосы из Амц –л2, величина натяга может составить значение 5 – 10 МПа.

Таким образом, можно считать, что определены наиболее важные технологические параметры процесса, которые подтверждают осуществимость восстановления работоспособности ответственных конструкций и узлов дорогостоящего оборудования.

**Список литературы:** 1.Соболев Н. И. Пластинирование деталей машин / Н.И. Соболев, Б.А. Титунин. – Л.: Машиностроение, 1987. – 224 с. 2. Савченко Н.Ф. Способ импульсной футеровки сосудов / Н.Ф. Савченко, В.Т. Абрамов и др. – А.с. №1453712, В21Д 26/06, 08.12.86 г.

**УДК 621.923**

## **АНАЛИЗ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ ТВЕРДОГО СПЛАВА ИЗ НАНОРАЗМЕРНЫХ ЗЕРЕН МОНОКАРБИДА ВОЛЬФРАМА**

**Стрельчук Р.М.**, канд. техн. наук,  
(Харьковский национальный экономический университет)

*The analysis of hard alloy machinability of nanometer-grains monocarbide tungsten. It is shown that, despite a few large coefficients grinding over conventional hard alloys, the total cost of the technological uses of the new alloy is much lower, and this allows for approaches related to engineering quality and its valuation*

В настоящее время перспективы развития высоких технологий связаны с одним из основных направлений в этой области – нанотехнологиями, которые занимаются созданием наноструктур. Расширение областей применения этих технологий является важным вкладом в становлении нового технологического уклада, под которым следует понимать совокупность технологий, определяющих общий уровень экономики.

В связи с этим разработка и создание новых инструментальных материалов, а также поиск эффективных методов их использования (наноинженерия) яв-



ляется одним из факторов, способствующих эффективной обработке современных конструкционных материалов. Именно поэтому во всем мире резко увеличивается производство тонкодисперсных твердых сплавов. В соответствии с современной классификацией в зависимости от величины зерна карбидной фазы, тонкодисперсные твердые сплавы подразделяются на субмикронные с размером зерна 0,5–1,2 мкм, ультрадисперсные – 0,2–0,5 мкм и наноразмерные – менее 0,2 мкм; при этом задача повышения качества твердых сплавов решается в основном путем наноструктурирования. Важно отметить, что в настоящее время при разработке новых инструментальных материалов основное внимание уделяется созданию нанокompозитов на основе карбидов с металлами – связками, например WC/Co, которые значительно превосходят по прочности, износостойкости, ударной вязкости и другим физико-механическим свойствам аналогичные материалы с традиционной зернистой структурой. Высокие характеристики таких наноструктурных материалов объясняются тем, что между частицами разных фаз (например, WC и Co) формируются трехмерные контакты с более прочной структурой. Однако, следует обратить внимание, что упомянутые материалы получают механическим перемешиванием соответствующих порошков с последующим холодным прессованием и затем спеканием. Сложностью этой технологии и ее недостатком является механическое перемешивание ультрадисперсных порошков карбида вольфрама и кобальта, что не позволяет получать достаточно надежную степень однородности, а в спеченных твердых сплавах не обеспечивается наноструктурная размерность зерен [1]. Кроме того, при обработке с высокими скоростями температура в зоне резания может достигать 800 – 1000 °С; такой уровень температур резания способствует размягчению кобальтовой связки и как следствие, уменьшению твердости инструментального материала и снижению износостойкости инструмента. В связи с этим представляет интерес разработанный на основе монокарбида вольфрама новый наноструктурный твердый сплав “ВолКар” [2]. Особенностью этого материала является то, что он состоит только из зерен WC, имеющих размер до 100 нм, и в его составе нет связующих материалов (кобальта, никеля и др.); исходный материал до прессования по специальной технологии представляет собой порошок WC с размерами зерен 40–70 нм. Высокие физико-механические свойства твердого сплава “ВолКар” по сравнению с известными материалами обусловлены высокодисперсными зёрнами и прочными граничными связями между ними, что объясняется малым временем и сравнительно невысокой температурой спекания [3]. По классификации наноматериалов по форме и химическому составу твердый сплав марки “ВолКар” можно отнести к следующим группам: по расположению кристаллитов и границ раздела – к четвертой группе, т.е. к равноосным, а по химическому составу – к первой группе, к наноматериалам с одинаковым химическим составом кристаллитов и границ раздела [4].

Рассматриваемый материал перспективен для применения в режущих инструментах при высокоскоростной обработке резанием различных труднообрабатываемых закаленных сталей и сплавов, и в некоторых случаях может заменить дорогостоящий инструмент из кубического нитрида бора; его физико-

механические свойства представлены в таблице. Формообразование рабочих поверхностей режущих инструментов из сплава “ВолКар” можно реализовать только в процессе алмазного шлифования. При этом наиболее целесообразно с учетом свойств материала обработку производить с введением дополнительной энергии в зону шлифования, что обеспечит стабильную развитость рельефа алмазного круга. Естественно предположить, что обладая повышенными по сравнению с обычными твердыми сплавами физико-механическими свойствами, сплав “ВолКар” характеризуется особенностями взаимодействия с рабочей поверхностью круга.

Таблица

Основные физико-механические свойства пластин из “ВолКар”

Твердость, $HRA$	95...97
Твердость $HV$ , ГПа	23...25
Плотность, мг/м	14,5
Прочность при сжатии, МПа	2600...2800
Прочность при изгибе ( $T = 20...900^{\circ}C$ ), МПа	600...800
Теплопроводность, Вт/мК при $22^{\circ}C$ при $400^{\circ}C$	20 30
Трещиностойкость $K_{Ic}$ , МПа· м <sup>-1/2</sup>	8,5...12

Одним из наиболее распространенных критериев оценки этого взаимодействия является коэффициент шлифования ( $K_{ш}$ ). Он отражает процесс резания в динамике, влияние температурно-скоростного фактора, характеризует свойства обрабатываемого материала, условия внедряемости рельефа в него, а значит и сравнительную режущую способность круга, поскольку процесс осуществляется по упругой схеме шлифования. Рассматриваемый критерий меньше единицы и при определенных условиях обработки может приближаться даже к коэффициенту трения пары – шлифовальный круг–обрабатываемый материал [5]. Коэффициент шлифования определяется из соотношения:  $K_{ш} = P_z / P_y$ , где  $P_z$  – тангенциальная сила резания, Н;  $P_y$  – радиальная сила резания, Н.

Экспериментальные исследования проводились на универсально–заточном станке модели 3Д642Е, модернизированном для обработки методом алмазно–искрового шлифования (АИШ). Шлифование осуществлялось торцом круга 12А2-45<sup>0</sup> АС6 на металлической связке М1-01 с обратной полярностью подсоединением положительного полюса источника питания к алмазному кругу, а отрицательного – к обрабатываемому материалу. Источником питания являлся специальный генератор импульсов. Электрические режимы составляли: величина технологического тока  $I_{cp} = 5A$ , частота электроимпульсов  $f = 22$  кГц, скважность  $n_{скв} = 2$ . Изучалось влияние режимов резания – нормального давления ( $P_n$ ), скорости резания ( $V$ ), а также – времени шлифования ( $T$ ). Для сравнения исследовался  $K_{ш}$  при шлифовании пластин из твердого сплава

ВК6. В условиях АИШ во всем диапазоне увеличения нормальных давлений  $K_{ш}$  возрастает (рис. 1), что объясняется развитостью рабочей поверхности круга, высокой внедряемостью режущих микрокромки и, как следствие, опережающим ростом силы  $P_z$ . Дальнейшее повышение нормального давления приводит к замедлению роста силы  $P_z$  из-за некоторого притупления режущих элементов и периодически появляющейся вероятности контакта связки круга с обрабатываемым материалом. При АИШ взаимодействие обрабатываемого материала с кругом определяется в основном характером контактирования его с алмазными зернами, трение связки занимает небольшую долю в общей работе шлифования и оказывает слабое влияние на изменение силы  $P_z$ .

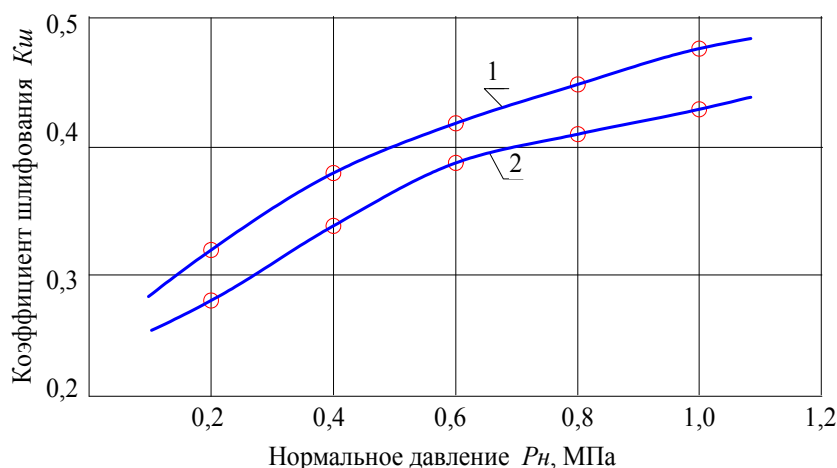


Рис. 1. Влияние нормального давления на коэффициент шлифования: 1 – ВК6; 2 – “ВолКар”;  $V = 25$  м/с; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4.

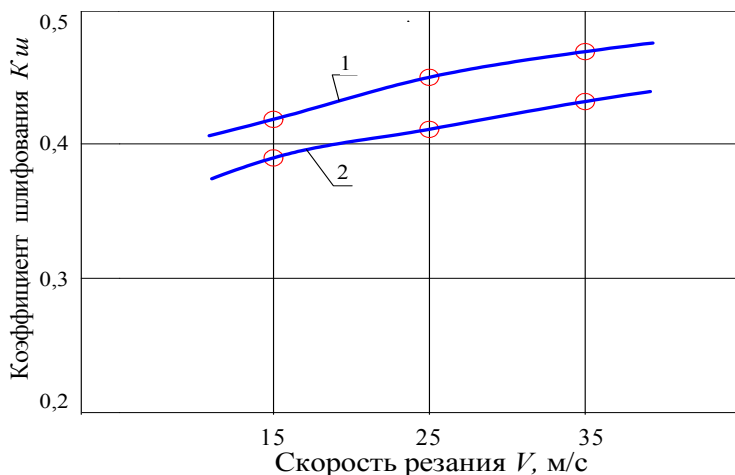


Рис. 2. Влияние скорости резания на коэффициент шлифования: 1 – ВК6; 2 – “ВолКар”;  $P_n = 0,8$  МПа; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4.

Изменение скорости резания от 15 до 35 м/с оказывает весьма незначительное влияние на  $K_{ш}$  (рис. 2), что связано с постоянством сил резания при алмазно-искровом шлифовании, и может быть объяснено практически мало изменяющимся значением коэффициентов трения алмаза с обрабатываемым материалом при повышении скорости шлифования. Известно, что при точении материалов, не вступающих во взаимодействие с алмазом, и когда практически

имеет место чистый контакт его с обрабатываемым материалом, силы резания с увеличением скорости также не изменяются [6].

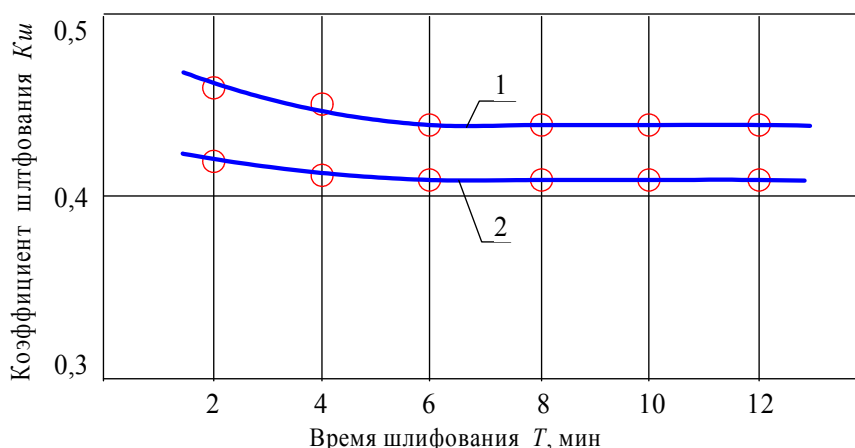


Рис. 3. Влияние времени шлифования на коэффициент шлифования: 1 – ВК6; 2 – “ВолКар”;  $P_H=0,8$  МПа;  $V=25$  м/с; круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4.

Поскольку алмазно-искровое шлифование обеспечивает активную самозатачиваемость режущего рельефа и рабочая поверхность круга практически не засаливается [7], то при шлифовании твердого сплава “ВолКар” также как и обычных твердых сплавов коэффициент шлифования  $K_{ш}$  в течении длительного промежутка времени практически не изменяется (рис. 3). Только в условиях шлифования, когда режущая поверхность приобретает устойчивый характер, и круг работает в режиме самозатачивания при весьма незначительном контакте связки с материалом. При алмазно-искровом шлифовании режущая способность кругов на металлической связке сохраняется практически постоянной в течение длительного промежутка времени. Результаты исследований показывают, что при шлифовании твердого сплава “ВолКар” имеет место несколько большие значения  $K_{ш}$  по сравнению со сплавом ВК6, что вызовет незначительное увеличение удельной себестоимости шлифования  $C_{ш}$ . Однако, следует иметь ввиду, что удельная себестоимость шлифования и заточки не отражает качественное состояние изделий и инструмента в реальных условиях эксплуатации; потребителя интересует надежность приобретенной продукции и, в конечном счете, экономическая целесообразность ее применения. Проблему качественного результата следует рассматривать не только при изготовлении изделий и инструментов, но и в процессе их эксплуатации [8]. Высокая износостойкость, определяющая значительно большую длину пути резания при точении труднообрабатываемых материалов способствует тому, что суммарная технологическая себестоимость ( $C_m$ ) использования наноструктурного твердого сплава “ВолКар” существенно ниже. Например, длина пути резания ( $L$ ) при точении закаленной стали ХВГ ( $HRC\ 55...58$ ) на чистовых режимах резания ( $V=110$  м/мин;  $S=0,075$  мм/об;  $t=0,2$  мм) с критерием износа режущего инструмента  $h_3=0,4$  мм составила:  $L=1350$  м для наноструктурного твердого сплава “ВолКар”, а для сплава ВК6 –  $L=1050$  м; суммарная технологическая себестоимость с учетом удельной себестоимости шлифования соответственно составляет:

$Cm=236,05$  коп/мин – для твердого сплава “ВолКар” и  $Cm=328,10$  коп/мин – для сплава ВК6. Изложенный подход отвечает развивающимся в последнее время тенденциям, связанным с инжинирингом качества [9].

Заметим также, что шероховатость поверхности сплава “ВолКар” после шлифования меньше, чем традиционных твердых сплавов. Например, при шлифовании наноструктурного сплава “ВолКар”  $Ra=0,32$  мкм ( $P_n=0,8$  МПа,  $V=25$  м/с; круг 12A2-45<sup>0</sup> АС6 100/80 М1-01-4), а – сплава ВК6 при таких же условиях  $Ra=0,47$  мкм. Более высокая твердость рассматриваемого материала при его взаимодействии с режущей поверхностью алмазных кругов способствует образованию значительно большего количества субмикрокромки на каждом зерне, чем при шлифовании других материалов; кроме того нанозернистая структура материала также способствует снижению шероховатости обработанной поверхности.

Таким образом, можно констатировать существенное преимущество нового наноструктурного твердого сплава «ВолКар» при его использовании в качестве режущих пластин по сравнению с традиционными твердыми сплавами.

**Список литературы:** 1. Боровский Г.В. Инструментальное производство в России / Г.В. Боровский. – М.: «ВНИИинструмент», 2008. – 160 с.: ил. 2. United States Patent № 6,617,271 В1 МКИ С04 В35/36. Tungsten carbide cutting tool materials / Gevorkian E., Kramer M., Kodash V. – Заявл. 08.09.2003; Опубл. 17.03.2005 – 14р. 3. Геворкян Э.С. Горячее прессование нанопорошков монокарбида вольфрама при нагревании электрическим током / Э.С. Геворкян, Л.А. Тимофеева, В.А. Чишкала, П.С. Кислый // Наноструктурное материаловедение. – Киев, 2007. – № 1. – С. 103-108. 4. Лякишев Н. П. Нанокристаллические структуры – новое направление развития конструкционных материалов / Н.П. Лякишев // Вестник Российской Академии наук. – 2003. – Т. 73. – № 5. 5. Муцянюк В. И. Коэффициент шлифования как критерий оценки процесса / В.И. Муцянюк, В.И. Островский // Тр. ВНИИАШ. – 1965. – № 1. – С. 64–67. 6. Зубарь В. П. Исследование особенностей трения синтетических поликристаллических алмазов с конструкционными материалами / В.П. Зубарь, В.К. Крюков, В.В. Алмосов // Резание и инструмент. – 1975. – Вып. 13. – С. 54-58. 7. Узунян М. Д. Высокопроизводительное шлифование безвольфрамовых твердых сплавов / М.Д. Узунян, Ю.С. Краснощек. – М.: Машиностроение, 1988. – 83 с. 8. Харрингтон Дж. Х. Управление качеством в американских корпорациях / Харрингтон Дж. Х. – М.: Экономика, 1990. – 271 с. 9. Современные концепции качества за рубежом. – М.: Госстандарт РФ, 1992. – 56 с.

**УДК 621.92.01**

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ**

**Лищенко Н.В.**, канд. техн. наук, **Ларшин В.П.**, докт. техн. наук  
(Одесский национальный политехнический университет)

*A mathematical model of the discontinuous grinding thermo cycle that describes the micro cycles of grinding from the action of cutting ledges of the grinding wheel is worked out and investigated*

Целью исследований является разработка методики определения температуры прерывистого и высокопористого шлифования при одинаковой интен-

сивности шлифования для разных геометрических параметров прерывистого шлифовального круга (ПШК) по мере увеличения числа  $N$  режущих выступов на круге. Причем увеличение  $N$  производят до такого их количества ( $180 \leq N \leq 350$ ), при котором протяженность режущего выступа  $l_1$  становится сопоставимой по величине с габаритным размером режущего зерна при обработке поверхности в тех же условиях высокопористыми шлифовальными кругами (ВШК). Для этого необходимо: разработать математическую модель для определения температуры дискретного (прерывистого и высокопористого) шлифования, выбрать и оптимизировать варьируемые геометрические параметры ПШК и размеры зёрен ВШК исходя из наименьшей температуры прерывистого и высокопористого шлифования.

В качестве модели для определения температуры прерывистого шлифования использовано решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности при пульсирующем тепловом потоке на поверхности [1]. В этом решении установившаяся температура  $\Theta_{SUM}$  от воздействия на поверхность полуограниченного тела прерывистого (импульсного) теплового потока состоит из двух составляющих, т.е.

$$\Theta_{SUM} = \Theta_R(q_{AVE}) + \Theta_P(q_{MAX}). \quad (1)$$

Первая составляющая  $\Theta_R(q_{AVE})$  – непрерывно возрастает по величине и зависит от среднего уровня плотности теплового потока  $q_{AVE}$ , причём [1]:

$$\Theta_R = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}} = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \frac{T_1}{T} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}}, \quad (2)$$

где  $\tau$  – время действия теплового источника в интервале  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ , с;

$q_{AVE} = q_{MAX} \frac{T_1}{T}$  и  $q_{MAX}$  – средняя и максимальная за период микроцикла плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\lambda$  – теплопроводность обрабатываемого материала, Вт/(м·°С).

Вторая составляющая  $\Theta_P = \Theta_P(q_{MAX})$  – импульсная периодическая, зависит от максимального уровня плотности теплового потока  $q_{MAX}$  и его протяжённости во времени на периоде микроцикла (рис.1), причём [1]:

в интервале  $0 < p < s$  (нагрев)

$$\Theta_P = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[ (1-s)\sqrt{p} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s,p) \right], \quad (3)$$

в интервале  $s < p < 1$  (охлаждение)

$$\Theta_P = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[ (1-s)\sqrt{p} - \sqrt{(p-s)} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s,p) \right], \quad (4)$$

где  $s = T_1 / T$  – коэффициент заполнения или величина, обратная скважности прямоугольного импульса теплового потока;  $p = \tau / T$  – безразмерное (относительное) время в интервале микроцикла шлифования  $0 \leq \tau \leq T$ .

В формулах (3) и (4) используется следующее выражение [1]

$$I(s, p) = \int_0^{\infty} \frac{\left[ (1-s) \exp(-\xi^2) - \exp\{-(1-s)\xi^2\} + s \right] \exp(-p\xi^2)}{\xi^2 \left[ 1 - \exp(-\xi^2) \right]} d\xi. \quad (5)$$

Математическая модель (1)...(5) для определения температуры от пульсирующего (импульсного) теплового потока позволяет определять эту температуру в любой момент времени на интервале времени установившихся значений температур [1]. Недостатком этой модели является неопределённость этого временного интервала, который наступает после окончания переходного процесса установления температуры. Это сдерживает применение модели (1)...(5) для проектирования оптимальных конструкций ПШК и соответствующих рецептурных смесей для изготовления ВШК.

Предлагается следующий подход к определению температурного поля при дискретном (прерывистом и высокопористом шлифовании) воздействии теплового потока. Известно, что при отсутствии принудительного охлаждения обрабатываемой поверхности к температурным полям от действия смещенных во времени дискретных источников тепла применим принцип суперпозиции: смещённые по времени температурные поля от дискретных источников тепла можно складывать путём суммирования температур в одних и тех же пространственных координатах. Сущность принципа суперпозиции применительно к прерывистому шлифованию заключается в следующем. Температурное поле от отдельного прямоугольного импульса теплового потока, действующего на интервале времени  $0 \leq \tau \leq T_1$ , может быть заменено суммой температурных полей от действия двух непрерывных по времени источников. Первый тепловой источник является положительным ( $+q_{MAX}$ ). Он непрерывно действует на интервале времени  $0 \leq \tau \leq \infty$ . Второй тепловой источник (сопрягаемый с первым источником) является отрицательным источником ( $-q_{MAX}$ ). Он действует непрерывно на интервале времени  $T_1 \leq \tau \leq \infty$ . Такая методика представления одиночного импульса теплового потока известна применительно к одиночному интервалу времени действия теплового потока при обычном шлифовании сплошным кругом [2]. Длительность  $\tau_H$  этого интервала характеризует макроцикл шлифования. Применительно к прерывистому кругу такой способ представления одиночного импульса теплового потока сохраняется, только вместо времени макроцикла  $\tau_H$  используется время микроцикла  $T_1$ . Применяя принцип суперпозиции, например, для первых пяти микроциклов нагрева и охлаждения температурное поле описывается зависимостью, представляющей собой сумму пяти разностей. Обозначив  $q_{MAX} = q$ , получим выражение для температуры  $T_5 = T_5(q, \tau)$ , вызванной воздействием первых пяти микроциклов шлифования

$$\begin{aligned}
T_5 = & \frac{2q}{\lambda} \left( \sqrt{a\tau} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a\tau}} - \sqrt{a(\tau - T_1)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - T_1)}} + \right. \\
& + \sqrt{a(\tau - T)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - T)}} - \sqrt{a(\tau - T - T_1)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - T - T_1)}} + \\
& + \sqrt{a(\tau - 2T)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 2T)}} - \sqrt{a(\tau - 2T - T_1)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 2T - T_1)}} + \\
& + \sqrt{a(\tau - 3T)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 3T)}} - \sqrt{a(\tau - 3T - T_1)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 3T - T_1)}} + \\
& \left. + \sqrt{a(\tau - 4T)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 4T)}} - \sqrt{a(\tau - 4T - T_1)} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 4T - T_1)}} \right). \quad (6)
\end{aligned}$$

Для ПШК общее количество импульсов  $n$  (число микроциклов прерывистого шлифования) на интервале времени нагрева  $0 \leq \tau \leq \tau_H$  определяется [3]:

$$n = \frac{\sqrt{D \cdot t} \cdot V_{кр}}{V(l_1 + l_2)}. \quad (7)$$

На основе формулы (6) для любого числа  $n$  методом суперпозиции может быть получена следующая рекуррентная формула для определения температуры  $T = T(q, \tau)$  на участке нагрева

$$\begin{aligned}
T = & \frac{2q}{\lambda} \left( \sum_{i=1}^n \sqrt{a[\tau - (i-1)T]} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T]}} - \right. \\
& \left. - \sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]}} \right). \quad (8)
\end{aligned}$$

Для построения графика зависимости температуры шлифования от времени (рис.1) по уравнениям (1)...(5) и (8) в среде MathCAD принимаем следующие исходные данные:  $D = 390$  мм (из возможного интервала 300...400 мм),  $l_1 = 20$  мм,  $l_2 = 15$  мм,  $V_{кр} = 35$  м/с,  $V = 2$  м/мин,  $t = 0,028$  мм,  $q_{MAX} = 40 \cdot 10^6$  Вт/м<sup>2</sup>,  $\lambda = 42$  Вт/(м·°С),  $a = 8 \cdot 10^6$  м<sup>2</sup>/с.

При этих условиях  $l_1 + l_2 = 35$  мм, число режущих выступов на прерывистом круге  $N = 35$ , время одного полного оборота круга 35 мс, время воздействия неподвижного плоского теплового источника  $\tau_H = 100$  мс, количество оборотов круга за время  $\tau_H - 2,9$ . Таким образом, в состав одного макроцикла прерывистого шлифования длительностью  $\tau_H = 100$  мс входит 100 микроциклов длительностью  $T = 1$  мс, при этом за время одного оборота круга происходит 35 микроциклов шлифования. Время действия режущего выступа составляет

$$T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}} = \frac{20 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,5714 \cdot 10^{-3} \text{ с (0,5714 мс)}.$$



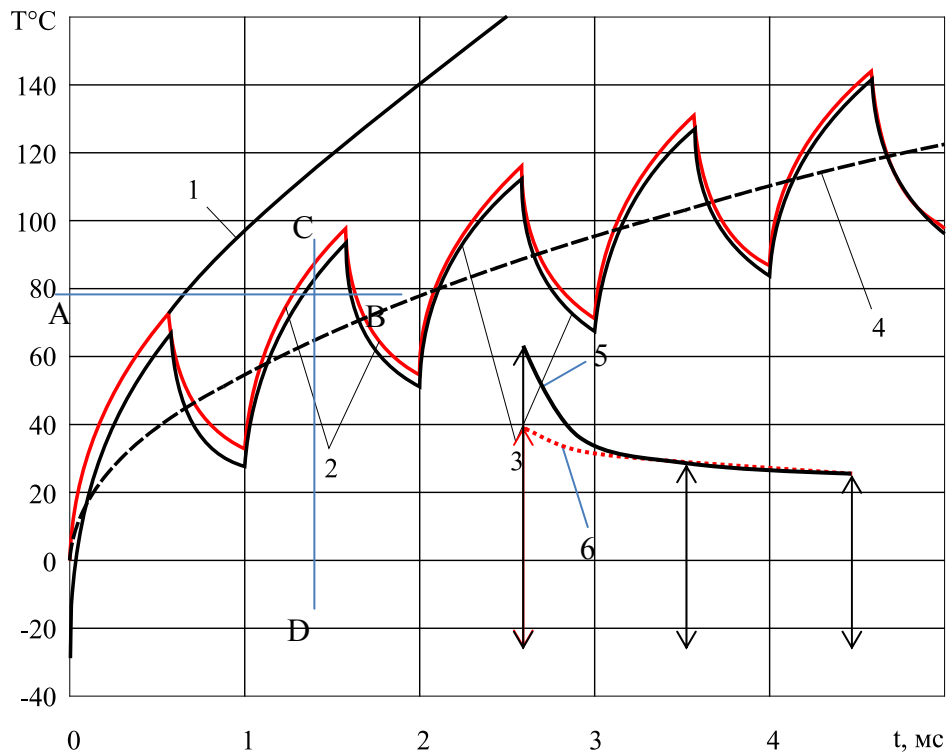


Рис. 1. Температура шлифования в начале макроцикла нагрева на участке переходного процесса: 1 – от воздействия постоянной плотности теплового потока  $q(\tau) = q_{MAX} = 40 \text{ Вт/мм}^2$ ; 2 – полученная методом суперпозиции по уравнению (8); 3 – суммарная установившаяся температура по модели (1)...(5); 4 – непрерывно возрастающая часть установившейся температуры по уравнению (2).

Время отсутствия теплового импульса (над точкой контакта проходит впадина длиной  $l_2$ ):  $T - T_1 = \frac{l_2}{V_{кр}} = \frac{15 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,42857 \cdot 10^{-3} \text{ с}$  (0,4286 мс). Коэффициент

заполнения периода прямоугольного импульса:  $s = \frac{T_1}{T} = \frac{0,5714}{1} = 0,5714$ .

Из анализа данных на рисунке видно, что математическая модель (1)...(5) дает наибольшую погрешность на интервале первого микроцикла шлифования: суммарная температура, полученная по формуле (2), изменяется от  $-27^\circ\text{C}$  до  $+66^\circ\text{C}$  (кривая 3), в то время как температура, полученная методом суперпозиции по формуле (8), изменяется от 0 до  $+73^\circ\text{C}$  (кривая 2). Начиная со второго микроцикла и далее, различие между графиками 2 и 3, построенными по формулам (2)...(5) и (8), уменьшается, что вызвано затуханием переходного процесса изменения поверхностной температуры на этапе нагрева  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ . Затухающие по величине амплитуды 1-ого, 3-ого и 5-ого импульсов для кривых 3 и 2 (рис.1) изменяются и стабилизируются в соответствии с графиками 5 и 6. Непрерывно возрастающая составляющая температуры (кривая 4 на рисунке) является экспоненциально подобной, однако в отличие от экспоненциального закона медленнее стабилизируется, продолжая нарастать. Причем, это нарастание происходит с замедляющимся темпом по мере увеличения длительности макроцикла шлифования на интервале нагрева  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ . Начи-

ная с 5-ого импульса различием между графиками 2 и 3 (рис.1) можно пренебречь, переходный процесс заканчивается, так как относительная ошибка при определении максимальной температуры не превышает 2 %.

В соответствии с рассмотренной методикой получены интервалы изменения оптимального числа  $N$  при различных значениях  $s$  (табл.1)

Таблица 1

Оптимальные интервалы геометрических параметров ПШК

Минимальные уровни температур	$s$		
	0,2	0,5	0,8
5 % (576,69 °С)	$N \geq 311$	$N \geq 40$	$N \geq 7$
6 % (582,18 °С)	$N \geq 228$	$N \geq 25$	$N \geq 5$
7 % (587,59 °С)	$N \geq 152$	17,8	$N \geq 3$

Видно, что наименьшие значения  $N$  (7, 5, 3) имеют место при  $s = 0,8$  в последовательности, построенной в порядке возрастания минимальных уровней температур. С увеличением  $s$  от 0,2 до 0,8 при одном и том же минимальном уровне температур значения  $N$  уменьшаются. При повышении минимального уровня температуры на 2 % (с 5 до 7 %) количество рекомендуемых выступов уменьшается более, чем в 2 раза, например, для  $s = 0,8$  – от 7 до 3, а для  $s = 0,2$  – от 311 до 152. При выполнении на шлифовальном круге выступов в количестве  $N \geq 152$ ;  $N \geq 228$  и  $N \geq 311$  требования к параметру  $s$  снижаются. Так как самые низкие температуры имеют место при большом количестве выступов при любом коэффициенте заполнения  $s$ .

**Список литературы:** 1. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с. 2. Лищенко Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / Н.В. Лищенко. – // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2011. – Вып. 2(36) . – С. 80-86. 3. Якимов А.В. Технология машиностроения: Учебник /А.В. Якимов, В.Н. Царюк, А.А. Якимов и др. – Одесса: Астропринт, 2001 . – 608 с.

**УДК 621.92.01**

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ВЫСОКОПОРИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ**

**Лищенко Н.В., канд. техн. наук, Ларшин В.П., докт. техн. наук**  
(Одесский национальный политехнический университет)

*Mathematical model of the high-porous grinding, that includes the micro cycles of grinding from the action of separate grains of grinding wheel is worked out and investigated*

Общая формулировка задачи оптимизации дискретного (прерывистого и высокопористого) шлифования заключается в определении геометрических параметров прерывистого и высокопористого шлифовальных кругов (далее ПШК и ВШК), которые обеспечивают наименьшую максимальную температу-

ру шлифования на интервале времени действия теплового источника при шлифовании  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ . Максимальное время действия, при котором температура шлифования максимальна, например, применительно к плоскому шлифованию определяют по формуле

$$\tau_H = \frac{2h}{V_o} = \frac{\sqrt{Dt}}{V_o}, \quad (1)$$

где  $D$  – диаметр круга, мм;  $t$  – глубина резания при шлифовании, мм.

Для решения задачи оптимизации в интервале времени установившихся значений температур  $T_t < \tau < \tau_H$  по уравнениям, полученным в предыдущей статье, определены максимальные температуры прерывистого шлифования в зависимости от количества выступов ( $N$ ) на прерывистом круге, которое изменяли от 3 до 350. Графики построены для трех различных значений коэффициента заполнения  $s = T_1 / T$ : 0,2; 0,5; 0,8 (рис.1). Видно, что зависимости на рисунке при фиксированном значении  $s$ , являются нелинейными. Температура

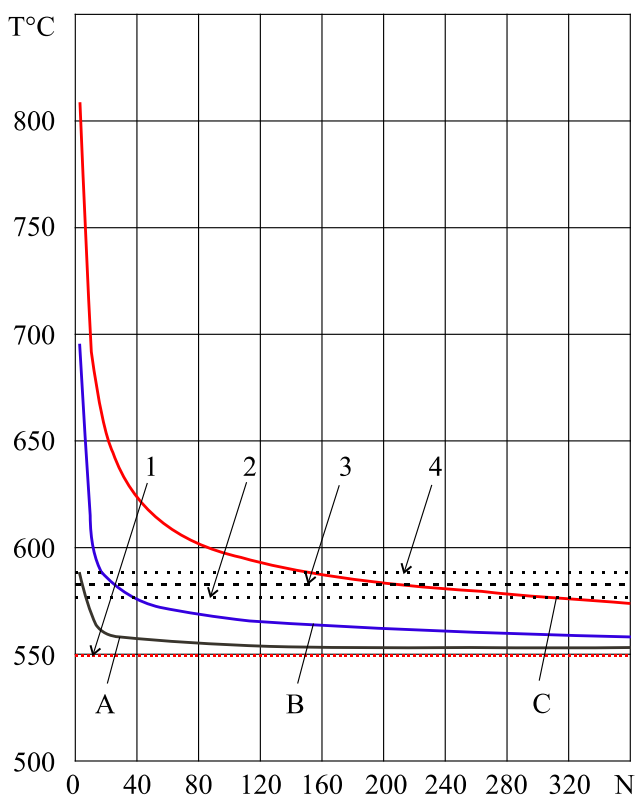


Рис.1. Изменение температуры  $T^{\circ}\text{C} = \Theta_{SUM}(N)$  прерывистого шлифования при  $q_{AVE} = const = 22,856 \text{ Вт/мм}^2$  в зависимости от числа режущих выступов ( $N$ ) круга при различном коэффициенте заполнения  $s$ :  
 А, В и С –  $s = 0,8; 0,5$  и  $0,2$ .

резко уменьшается на начальном интервале изменения  $N$ , а затем несколько стабилизируется. Уменьшение параметра  $s$  от  $s = 0,8$  (кривая А на рисунке) до  $s = 0,2$  (кривая С) приводит к увеличению максимальной температуры во всем интервале изменения числа режущих выступов  $N$ . В указанном диапазоне изменения  $s$  наименьшая температура имеет место при  $s = 0,8$ .

Критерий оптимизации для определения оптимальных геометрических параметров ПШК и ВШК – наименьшая температура шлифования в зоне резания. При этом необходимо обеспечить условие одинаковой интенсивности шлифования для всех сравниваемых между собой конструкций этих кругов, которое приводит к постоянству средней плотности теплового потока на микроцикле шлифования.

Учитывая характер изменения графиков на рисунке (резкое уменьшение температуры на начальном участке и дальнейшее незначительное ее понижение) примем следую-

щую методику определения оптимальных величин  $N$  и  $s$ .

1. Проводят линию, параллельную оси ОХ на уровне температуры, соответствующей максимальному на интервале  $0 \leq \tau \leq \tau_H$  значению установившейся составляющей температуры. В данном случае эта температура составляет  $549,226^\circ\text{C}$  (линия 1). Параллельно этой линии и выше ее, например выше на 5, 6 и 7 % от уровня  $549,226^\circ\text{C}$  проводят три параллельные прямые (линии 2, 3, и 4) таким образом, чтобы каждая из этих прямых пересекала все три графика. Находят интервалы для оптимальных значений  $N$  для каждого из графиков, построенных при следующих значениях  $s$ : 0,2; 0,5 и 0,8. Например, уровни температур, соответствующие 5%, 6 % и 7 % следующие (рисунок):  $576,69^\circ\text{C}$  (линия 2);  $582,18^\circ\text{C}$  (линия 3);  $587,59^\circ\text{C}$  (линия 4).

Времени переходного процесса соответствует некоторая эквивалентная по значению постоянная времени  $T_t$ , которую находим из следующего условия

$$\frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT_1}{\pi}} = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau_t}{\pi}}, \quad (2)$$

где  $\tau_t$  – постоянная времени переходного процесса изменения температуры.

Учитывая соотношение между параметрами  $q_{MAX}$  и  $q_{AVE}$ , из (2) получаем

$$\tau_t = \frac{T}{s} = TQ, \quad (3)$$

где  $Q$  – скважность прямоугольного импульса теплового потока ( $Q > 1$ ).

Для рассматриваемого случая ( $s = 0,5714$ ) постоянная времени переходного процесса  $\tau_t$  по формуле (3) составляет:  $\tau_t = \frac{1}{0,5714} = 1,75$  мс.

Известно, что время экспоненциального переходного процесса, при котором выходная величина принимает 95 % от своего установившегося значения, приблизительно равно утроенному значению постоянной времени изменения выходной величины (температуры). Исходя из этого правила с учётом формулы (3), время переходного процесса  $T_t$  составит

$$T_t = 3\tau_t = 3\frac{T}{s} = 3TQ < \tau_H. \quad (4)$$

Для данного случая время переходного процесса  $1,75 \cdot 3 = 5,25$  мс.

Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения  $N$  и  $s$  отражает наметившуюся тенденцию замены прерывистых кругов (ПШК) соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами (ВШК). При большом количестве режущих зерен (на порядок и больше числа режущих выступов ПШК), расположенных на периферии ВШК, требования к скважности их расположения на окружном шаге уменьшаются. Эта тенденция характеризует переход от макро- (ПШК) к микропрерывистости (ВШК). Преимуществом ВШК, по сравнению с ПШК, является отсутствие дополнительной механообработки по формированию режущих выступов на круге, поскольку тепловые источники – режущие зёрна круга формируются естественным образом при изготовлении

ВШК. По данным работы [1] определены параметры дискретных тепловых источников – зёрен и мгновенная максимальная температура под зерном (таблица). При этом использованы новые обозначения:  $z_\phi$  – фактическое число режущих зёрен на площадке контакта;  $S_{зерн}$  – площадь контакта абразивного зерна с заготовкой  $P_{зерн}$  – мощность резания, приходящаяся на одно режущее зерно.

Расчёт температуры производили по уравнению [2]:

$$\Theta_{SUM} = \Theta_R(q_{AVE}) + \Theta_P(q_{MAX}). \quad (5)$$

Первая составляющая  $\Theta_R(q_{AVE})$  – непрерывно возрастает по величине и зависит от среднего уровня плотности теплового потока  $q_{AVE}$ , причём

$$\Theta_R = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}} = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \frac{T_1}{T} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}}, \quad (6)$$

где  $\tau$  – время действия теплового источника в интервале  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ , с;  $q_{AVE} = q_{MAX} \cdot T_1 / T$  и  $q_{MAX}$  – средняя и максимальная за период микроцикла плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\lambda$  – теплопроводность материала, Вт/(м·°С).

Вторая составляющая – импульсная периодическая, зависит от максимального уровня плотности теплового потока  $q_{MAX}$  и его протяжённости во времени на периоде микроцикла (рис.1), причём [2]:

в интервале  $0 < p < s$  (нагрев)

$$\Theta_P = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[ (1-s)\sqrt{p} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s,p) \right], \quad (7)$$

в интервале  $s < p < 1$  (охлаждение)

$$\Theta_P = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[ (1-s)\sqrt{p} - \sqrt{(p-s)} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s,p) \right], \quad (8)$$

где  $s = T_1 / T$  – коэффициент заполнения или величина обратная скважности прямоугольного импульса теплового потока;  $p = \tau / T$  – безразмерное (относительное) время в интервале микроцикла шлифования  $0 \leq \tau \leq T$ .

В формулах (4) и (5) используется выражение [2]:

$$I(s,p) = \int_0^\infty \frac{\left[ (1-s)\exp(-\xi^2) - \exp\{-(1-s)\xi^2\} + s \right] \exp(-p\xi^2)}{\xi^2 [1 - \exp(-\xi^2)]} d\xi.$$

Видно, что мгновенные максимальные температуры от действия отдельных режущих зёрен составляют 1716...2897 °С, что превышает температуру плавления обрабатываемого материала. Однако при этом необходимо учитывать, что это теоретические (расчётные) температуры, которые после приведения их к средней температуре на площадке контакта изменяются в интервале, показанном на рис. 1.

Расчётные параметры тепловых источников – зёрен

Размер зерна, мм	$l_1$ , мм	$l_2$ , мм	$l_1 + l_2$ , мм	$Q$	$z_\phi$	$S_{\text{зерн}}$ , мм <sup>2</sup>
0,25	0,25	3,35	3,60	14,00	3,94	0,0490
0,40	0,40	4,30	4,70	11,76	3,07	0,1256
0,50	0,50	6,00	6,50	13,00	2,20	0,1960

Размер зерна, мм	$P_{\text{зерн}}$ Вт/зерно	$q_{\text{MAX}}$ Вт/мм <sup>2</sup>	$q_{\text{AVE}}$ Вт/мм <sup>2</sup>	$N$	$n$	$\Theta_{\text{SUM}}$ , °C
0,25	76,57	1562,73	111,578	340,30	972,280	2897
0,40	98,27	782,4	66,200	260,68	742,857	1716
0,50	137,14	699,69	53,800	188,49	538,500	1450

**Выводы:** Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения численных значений  $N$  отражает наметившуюся тенденцию замены прерывистых кругов соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами (ВШК), например, кругами фирмы Winterthur Technology Group (Швейцария), отдельные режущие зерна которых эквиваленты режущим выступам ПШК. При большом количестве режущих зерен (на порядок и больше числа режущих выступов ПШК), расположенных на периферии ВШК требования к скважности их расположения уменьшаются (см. п.2). Эта тенденция характеризует переход от макро – (ПШК) к микропрерывистости (ВШК).

**Список литературы:** 1. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 2. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с.

УДК 621.923

## РАЗРАБОТКА И ВНЕДРЕНИЕ ЭФФЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ В ДЕТАЛЯХ ГИДРОАППАРАТУРЫ

**Новиков Ф.В.**, докт. техн. наук (ХНЭУ, Харьков)

**Рябенков И.А.**, канд. техн. наук (ГП ХМЗ “ФЭД”, Харьков)

**Полянский В.И.** (ООО “Империя металлов”, Харьков)

*The results of experimental studies of machining holes in the rings of high hard magnetic alloys and bronze bushings*

**Разработка эффективной технологии обработки отверстий в кольцах из высокотвердых магнитных сплавов.** Обработка отверстий диаметром 6 – 10 мм в деталях (кольцах) гидроаппаратуры, изготовленных из труднообраба-

тываемых магнитных сплавов АНКО-3А и ЮНКД-18 твердостью HRC 62-63, характеризуется низкими показателями производительности и качества обработки: по краям обрабатываемых отверстий образуются микросколы [1, 2]. Теоретически и экспериментально установлено, что основным условием высококачественной обработки данных отверстий является уменьшение силы резания за счет уменьшения толщин срезов [3]. Это может быть достигнуто применением внутреннего шлифования, высокоскоростного расфрезеровывания или растачивания отверстий. Однако, внутреннее шлифование характеризуется чрезвычайно низкой производительностью обработки в связи с быстрой потерей режущей способности круга (в результате его засаливания). Высокоскоростное расфрезеровывание отверстий обеспечивает высокопроизводительный съем припуска с образованием микросколов на уровне 0,2 мм, которые могут быть устранены на последующей операции внутреннего шлифования. Процесс растачивания отверстий твердосплавным резцом также характеризуется высокой производительностью обработки, однако при этом образуются микросколы, значительно превышающие величину снимаемого припуска (0,8 мм). Вместе с тем, как установлено теоретически, переход к высокоскоростному растачиванию отверстий (также как и высокоскоростному расфрезеровыванию отверстий) позволяет существенно уменьшить силы резания и величину образующихся микросколов. Следовательно, основным путем повышения эффективности обработки отверстий в магнитных кольцах является применение высокоскоростной обработки, к которой можно отнести процессы внутреннего шлифования, расфрезеровывания и растачивания отверстий.

Для выбора оптимального варианта технологического процесса обработки отверстий был проведен комплекс сравнительных экспериментальных исследований процессов внутреннего шлифования и высокоскоростного фрезерования отверстий в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А. Общий снимаемый припуск на сторону устанавливался равным 1 мм. При высокоскоростном фрезеровании удалялся припуск величиной 0,67 мм, а при внутреннем шлифовании – 0,33 мм. Шлифование производилось по упругой схеме шлифования [1] абразивным кругом ПП 8x20x3 25А 25Н СТ 7К5 со скоростью его вращения  $V_{кр} = 16,7$  м/с (частотой вращения круга 40000 об/мин), продольной подачей  $S_{прод} = 2$  м/мин и частотой вращения обрабатываемой детали  $n = 600$  об/мин. По данной технологии съем припуска величиной 1 мм на сторону при внутреннем шлифовании производится за 120 мин. Следовательно, припуск величиной 0,33 мм удаляется за 40 мин.

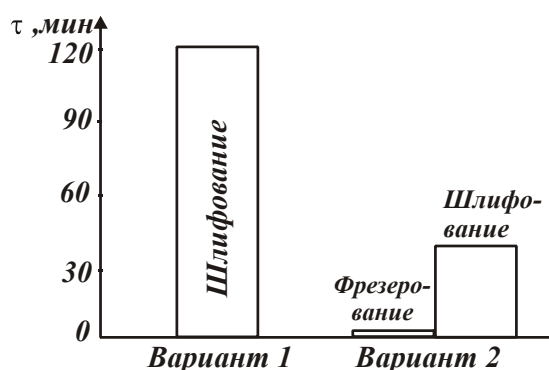


Рис. 1. Диаграмма распределения значений машинного времени обработки для двух вариантов технологического процесса обработки отверстий.

Фрезерование отверстия производилось с частотой вращения фрезы – 20000 об/мин; подачей – 0,2 м/мин; глу-

биной резания (за проход)  $t=0,05$  мм. Длительность одного прохода (длиной 40 мм) составляла 0,2 мин, число проходов при съеме припуска 0,67 мм равно 13. Общее время фрезерования отверстия составило 2,6 мин. В итоге съем припуска 1 мм на сторону (с использованием высокоскоростного фрезерования отверстия и последующего внутреннего шлифования) был осуществлен за  $\tau=40$  мин + 2,6 мин = 42,6 мин (вариант 2, рис. 1). Это в 2,8 раза меньше, чем при съеме припуска 1 мм на сторону, используя лишь метод внутреннего шлифования (вариант 1, рис. 1). Следовательно, применение высокоскоростного фрезерования отверстия позволило существенно повысить производительность обработки (в 2,8 раза). При этом качество обработки не ухудшилось.

Таким образом, применение технологического процесса обработки отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А, включающего предварительную обработку по методу высокоскоростного фрезерования и окончательную обработку по методу внутреннего шлифования, открывает новые возможности интенсификации технологического процесса.

Приведенные выше результаты исследований справедливы при обработке отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А твердостью НРС 62–63. При обработке отверстий в магнитных сплавах меньшей твердости (НРС 56–58) на операции предварительной обработки может быть использован процесс растачивания, т.к. в этом случае образующиеся микросколы (в пределах величины снимаемого припуска) несложно удалить на последующей операции внутреннего шлифования.

Согласно действующей технологии внутреннего шлифования (по жесткой схеме) отверстия диаметром 8,5 мм припуск, равный 0,8 мм на сторону, может

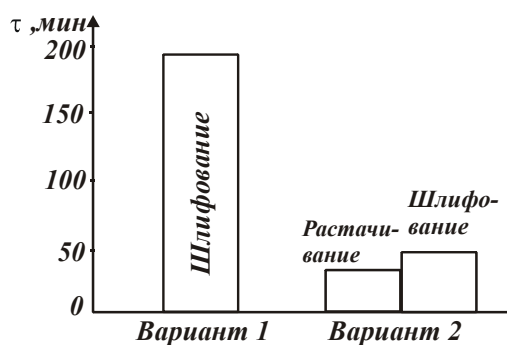


Рис. 2. Диаграмма распределения значений машинного времени обработки для двух вариантов технологического процесса обработки отверстий.

быть удален за 3,2 часа или 192 мин (вариант 1, рис. 2). Стойкости абразивного круга ПШ 8x20x3 25А 25Н СТ 7К5 35 м/с при этом оказывается достаточно лишь для обработки одной детали, после чего его необходимо править. С учетом времени правки машинное время обработки одной детали составляет 4,8 часа. Режим шлифования: скорость вращения круга –  $V_{кр}=16,7$  м/с (частота вращения круга 40000 об/мин); продольная подача  $S_{прод}=2$  м/мин; частота вращения обрабатываемой детали  $n=600$  об/мин; глубина шлифования  $t=0,005$  мм (на двойной ход стола); через 5–10 проходов производится выхаживание, т.е. шлифование с отключенной подачей.

При растачивании данного отверстия резцом из твердого сплава Т15К6 машинное время составило 0,6 часа, а стойкость резца –  $T=0,6$  часа. Обработка производилась с режимом резания: глубина резания  $t=0,1$  мм, частота вращения детали  $n=600$  об/мин, подача  $S=0,05$  мм/об, снимаемый припуск – 0,6 мм. Остальная часть припуска 0,2 мм оставлялась под шлифование, время его съема



равно 0,8 часа. Тогда суммарное машинное время съема припуска 0,8 мм равно:  $\tau=0,6+0,8=1,4$  часа или  $\tau=36+48=84$  мин (вариант 2, рис. 2).

Из приведенных результатов вытекает, что применение процесса растачивания отверстий в кольцах из магнитных сплавов при предварительном съеме значительных припусков (0,6 мм на сторону) позволяет уменьшить суммарное машинное время обработки более чем в 2 раза. При этом появляется возможность на последующей операции внутреннего шлифования устранить образующиеся дефекты обработки при расточке (в виде микросколов на торцовых поверхностях кольца). Экспериментально установлено, что стойкость шлифовального круга ПП 8x20x3 25А 25Н СТ 7К5 35 м/с при съеме припуска величиной 0,8 мм составляет  $T=2$  часа (рис. 3), а при съеме припуска величиной 0,2 мм составляет  $T=8$  часов. Установлено также, что стойкость шлифовального круга ПП 8x20x3 92А 25СМ (хром титанистый) значительно выше и при съеме припуска величиной 0,8 мм равна  $T=10$  часа, а при съеме припуска 0,2 мм равна  $T=40$  часов.

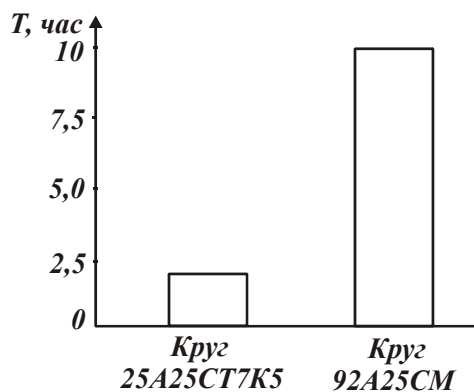


Рис. 3. Диаграмма распределения значений стойкости абразивных кругов при внутреннем шлифовании.

Таким образом экспериментально установлено, что, осуществляя предварительную обработку отверстий по методу растачивания, а окончательную обработку по методу внутреннего шлифования, с учетом оптимальных значений стойкости режущего и шлифовального инструментов, можно уменьшить машинное время обработки одного кольца с 4,8 часов до 3 часов, т.е. в 1,6 раза. При этом, как установлено, себестоимость обработки может быть уменьшена в 2,2 раза. Необходимо отметить, что при использовании технологии, включающей предварительную обработку отверстий по методу расфрезеровывания, достигаемый эффект выше, чем при предварительной обработке растачиванием и окончательной обработке методом внутреннего шлифования.

**Разработка эффективной технологии обработки отверстий в бронзовых втулках.** Как показывает практика, обработка высокоточных отверстий в бронзовых втулках характеризуется чрезвычайно высокой трудоемкостью в связи с низкой эффективностью процесса растачивания твердосплавными резцами – низким качеством обрабатываемой поверхности. Шероховатость поверхности составляет  $R_a=2,5...1,25$  мкм, а точность размера обрабатываемой поверхности – 10 мкм. Низкие показатели качества обработки требуют применения дополнительной операции рейберования, в результате чего достигаются необходимые показатели точности и шероховатости поверхности. Однако процесс рейберования характеризуется высокой трудоемкостью обработки, т.к. производится за 4 достаточно продолжительные прохода рейбера. Естественно это требует изыскания новых технологических решений по повышению эффективности обработки отверстий во втулках из бронзы Бр 010С2Н3 твердостью  $HB \geq 75$ . Одним из таких решений может быть применение высокоскоростного растачивания отвер-

стей, которое позволяет существенно уменьшить толщину среза и силы резания без снижения производительности обработки. В связи с этим был проведен комплекс экспериментальных исследований процесса высокоскоростного растачивания отверстий в бронзовых втулках. Эксперименты проводились на современном высокооборотном обрабатывающем центре с ЧПУ мод. "Pisomax-60M". Деталь была неподвижна, вращался резец. Режимы резания: частота вращения  $n=8000$  об/мин; продольная подача  $S=0,02$  мм/об. В результате проведенных экспериментов установлено, что процесс высокоскоростного растачивания отверстий обеспечивает повышение параметров качества обработки: шероховатость поверхности находится на уровне  $R_a=0,63$  мкм, а погрешность обработки – в пределах  $\delta=5$  мкм (рис. 4).

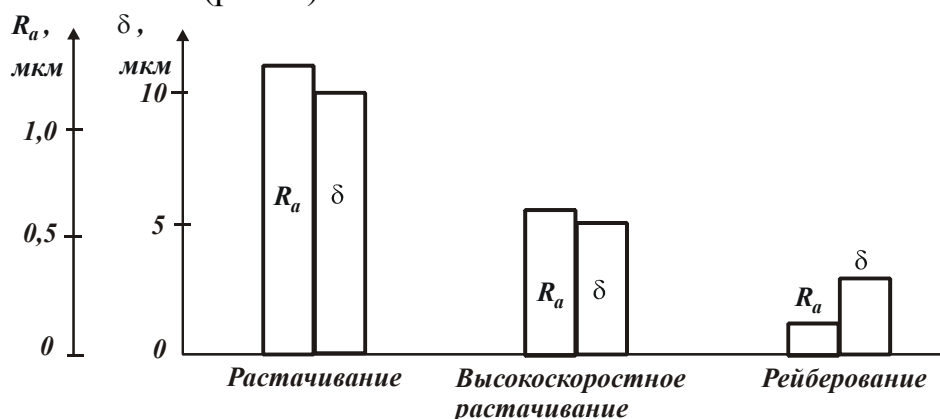


Рис. 4. Диаграмма распределения значений шероховатости поверхности  $R_a$  и погрешности обработки  $\delta$  после растачивания, высокоскоростного растачивания и рейберования отверстий в бронзовых втулках.

Производительность обработки увеличена более чем в 3 раза. Это позволило уменьшить трудоемкость последующей операции рейберования более чем в 2 раза, поскольку требуемые параметры качества обработки (шероховатость поверхности  $R_a=0,16$  мкм, отклонение от цилиндричности 3 мкм, бочкообразность 3 мкм и неравномерность 9-ти обработанных поршневых отверстий 3 мкм) формируются всего за 2 прохода рейбера (вместо 4-х проходов по действующей технологии). Таким образом, научно обоснован выбор оптимальных вариантов технологического маршрута и параметров операций, обеспечивающих повышение качества и производительности обработки.

**Список литературы:** 1. Новиков Ф.В. Повышение качества и производительности обработки отверстий в кольцах из высокотвердых магнитных сплавов / Ф.В. Новиков, В.И. Полянский, И.А. Рябенков, Е.И. Иванов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 9 (205). – Донецьк: ДонНТУ, 2012. – С. 178-185. 2. Новиков Ф.В. Повышение производительности шлифования при низкой жесткости технологической системы / Ф.В. Новиков, В.И. Полянский, И.А. Рябенков // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ "ХПІ". – 2012. – № 53 (959). – С. 48-53. 3. Полянский В.И. Условия повышения качества механической обработки деталей из высокопрочных хрупких материалов / В.И. Полянский // Вісн. Харків. нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ. – 2011. – Вип. 118. – С. 178-184.

УДК 621.7.044

**ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ВЗРЫВНЫХ ПРЕССОВ  
ДЛЯ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ОБЪЕМНЫХ ЗАГОТОВОК  
И МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА**

**Борисевич В.К.,** докт. техн. наук, **Третьяк В.В., Невешкин Ю.А.**

*(Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского "ХАИ")*

*Features are considered of the by volume explosive stamping. The advantages are presented of the explosive by volume stamping for the details of aviation engines. A chart is presented of explosive press on the base of the press VP-02-02. A mechanism is considered of work of press. Technical descriptions are presented of press. A mathematical model is considered for computation of charge for stamping of symmetric details. The graphs are presented of dependence of charge from the geometrical and plastic properties of purveyance*

**Введение.** Необходимым условием подъема промышленного потенциала Украины является наращивание металлургической и машиностроительной областей производства. Это обуславливает прежде всего необходимость применения существующих новых технологий, материалов, оборудования, а также непрерывный рост, поиск и создание современных технологий, их сочетаний в целях получения перспективных результатов с одновременным сокращением ресурсов и энергосбережения, обеспечения охраны окружающей среды, снижением эксплуатационных расходов и улучшением условий труда. К таковым технологиям можно отнести технологию импульсной металлообработки, которая позволяет эффективно осуществлять процессы листового и объемного деформирования сложных деталей с заданными свойствами. Выполнение таких работ другими способами с малой серийностью выпуска подчас или невозможно или нецелесообразно. Особенностью использования данных технологий остается использование дешевых энергоносителей на простейшем оборудовании вместо уникальных дорогих и уже, большей частью, изношенных прессов, молотов и другого оборудовании, которое необходимо покупать за границей.

Преимущества импульсной металлообработки, в особенности при производстве сложных, крупногабаритных листовых деталей высокой точности из высокопрочных материалов очевидны. Такие детали прежде всего изготавливаются для авиационной и космической отраслей. Целесообразность применения импульсных методов металлообработки подтверждена многолетними исследованиями в Национальном аэрокосмическом университете им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», Научно-исследовательском институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, в Научно-исследовательском институте авиационных технологий, Научно-исследовательском институте технологии двигателестроения Минавиапрома, Сибирском отделении АН России и в других отечественных и зарубежных организациях.

Применение импульсной объемной штамповки в машиностроении могло бы освободить часть еще существующего на предприятиях Украины уникаль-

ного парка кузнечно-прессового оборудования для осуществления других видов обработки металлов давлением, например, для холодной и горячей объемной штамповки и значительно сократить затраты на технологическую подготовку производства. Исходя из этого, необходимо находить новые пути к совершенствованию старых и созданию новых технологий для производства сложных деталей, в том числе объемных заготовок. Таким путем может быть осуществлено применение импульсных технологий для объемной штамповки.

**1. Возможности объемной штамповки на взрывном прессе.** Объемная штамповка на взрывном прессе – прогрессивный способ производства поковок, в первую очередь для поковок с тонкими, трудно деформируемыми элементами. Штамповка на взрывном прессе может осуществляться в открытых и закрытых, одноручьевых и многоручьевых штампах, на мерных и фасонных (предварительно спрофилированных) заготовках. Особенностью таких прессов является взрывная камера, с помощью которой можно значительно повысить КПД процесса по сравнению с традиционными методами [1]. На рис. 1 представлена перспективная схема взрывного пресса для штамповки объемных деталей [2]. Пресс работает следующим образом. Через отверстие 15, имеющееся в подвижной траверсе 2 и взрывной камере 1, прикрытое заслонкой, передвигающейся с помощью привода, во взрывную камеру 1 и стакан 3 заливается передающая среда (вода).

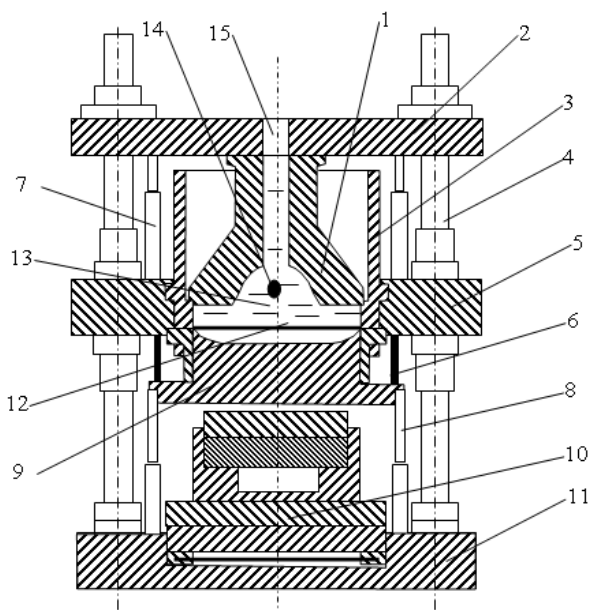


Рис. 1 Схема пресса на базе взрывного пресса ВП-2: 1 – камера взрывная; 2 – траверса подвижная; 3 – стакан; 4 – колонны; 5 – траверса неподвижная; 6 – фиксатор; 7 – амортизатор; 8 – цилиндры возврата; 9 – ударник; 10 – технологический блок; 11 – заготовка; 12 – эластичная диафрагма; 13 – вода; 14 – заряд БВВ; 15 – отверстие.

Взрывная камера крепится на подвижной траверсе с возможностью перемещения на колоннах.

При взрыве БВВ 15, образующаяся во взрывной камере плоская ударная волна, вторично отраженные волны, гидропоток и т.д., воздействуя через эластичную диафрагму 12, ударник 9 и технологический блок 10 (пуансон, заготовка, матрица) деформируют заготовку. Для монтажа технологического блока 10 установлен на выдвигающемся подвижном столе, движущийся по направляющим в основании 11 с помощью гидропривода. Для сборки установки после снятия детали и возврата ударника 9 в рабочее положение служат цилиндры возврата 8. После этого ударник фиксируется в исходном положении фиксатором 6.

Передвигающаяся с помощью привода, во взрывную камеру 1 и стакан 3 заливается передающая среда (вода). Взрывная камера крепится на подвижной траверсе с возможностью

перемещения на колоннах. При взрыве БВВ 15, образующаяся во взрывной камере плоская ударная волна, вторично отраженные волны, гидропоток и т.д., воздействуя через эластичную диафрагму 12, ударник 9 и технологический блок 10 (пуансон, заготовка, матрица) деформируют заготовку. Для монтажа технологического блока 10 установлен на выдвигающийся подвижный стол, движущийся по направляющим в основании 11 с помощью гидропривода. Для сборки установки после снятия детали и возврата ударника 9 в рабочее положение служат цилиндры возврата 8. После этого ударник фиксируется в исходном положении фиксатором 6. Изготовление таких установок несложно. Реальность получения необходимых параметров для осуществления технологических процессов, доказана. Предварительные исследования показали, что и КПД таких установок достаточно высок и, в большинстве случаев, выше общего КПД, применяемых на производстве молотов, прессов и высокоскоростных установок. Вследствие особенностей сложной нагрузки штампы следует изготавливать массивными и цельноблочными или со вставками, закрепленными горячей посадкой, или клином из высокопрочных. Технологический процесс штамповки зависит от способа штамповки, формы и размеров изготавливаемой поковки, определяющих правильность выбора заготовительных и предварительных штамповочных ручьев и влияющих на экономичность производства.

На базе ВП-02 в ХАИ разработана конструкция взрывного пресса ВП-02М, отличающегося от своего аналога технологической частью, приспособленной для объемной штамповки заготовок [3].

## 2. Технические данные взрывного пресса ВП-02М

Энергоноситель	бризантное ВВ (аммонит № 6ЖВ, ДШ)
Располагаемая технологическая энергия	160 кДж
Достижимые давления жидкости во взрывной камере	2,0...300 МПа
Максимальная масса заряда	0,15 кг
Диаметр плоской заготовки максимальной	1200 мм
Диаметр трубчатой заготовки максимальный	800 мм
Диаметр объемной заготовки максимальный	150 мм
Диаметр оснастки максимальный	1250 мм
Высота оснастки максимальная	800 мм
Усилие прижима фланца заготовки	3000 кН
Продолжительность рабочего цикла	2,5 мин
Габариты комплекса	2200x4700x2900 мм
Масса установки	около 20000 кг
Уровень шума	80 Дб

Взрывной пресс предназначен для выполнения следующих технологических операций:

- а) раздачи, формовки и калибровки деталей из трубчатых заготовок;
- б) получения объемных поковок;
- в) рельефной формовки оболочек и обечаек;

г) истовой штамповки деталей сложных форм: вытяжки с калибровкой, формовкой донных и боковых рельефов, поднутрений, подсечек и других элементов с переходными радиусами, соизмеримыми с толщиной заготовки:

д) групповой пробивки близкорасположенных отверстий.

### 3. Методика расчета заряда для штамповки объемных деталей

Методика расчета заряда для штамповки объемных деталей основывается на традиционных расчетах при ударах на высокоскоростных молотах [2]. Однако результатом расчетов является необходимый для полного деформирования заряд. На рис.2 изображен график зависимости заряда от габаритного диаметра и сопротивления деформирования при фиксированных значениях конструкции детали и штампа.

В результате «грубого» расчета получены графики численных значений необходимой веса падающих частей, энергии деформирования и заряда для деталей авиационных двигателей. Входные данные (например, скорость движения матрицы, КПД и др.) необходимо корректировать для новой номенклатуры в ходе экспериментальных исследований.

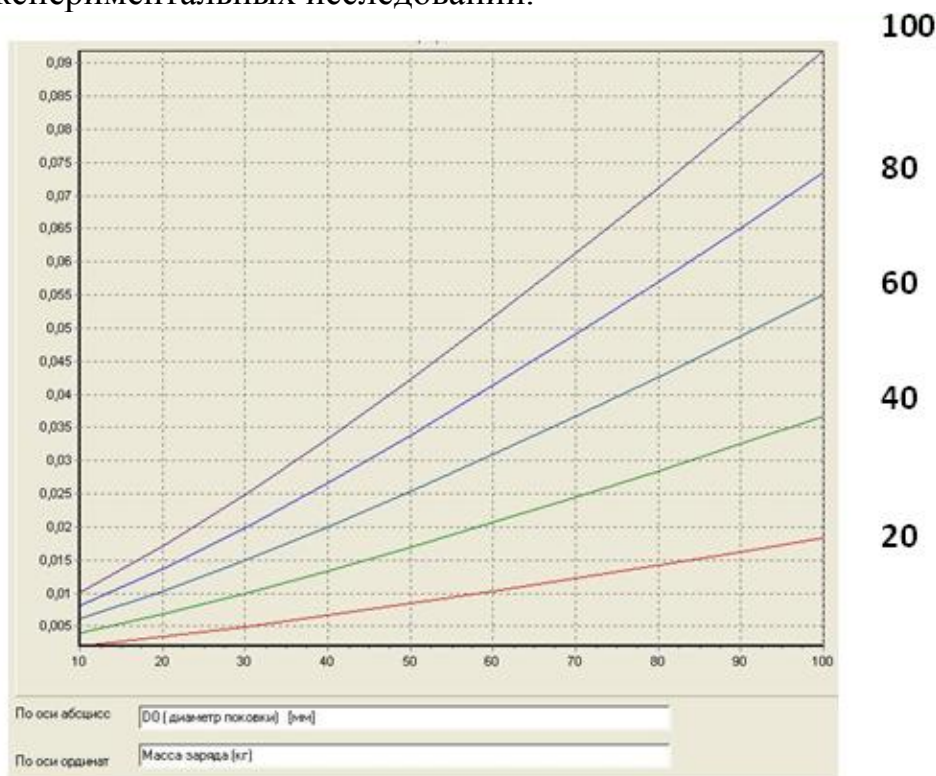


Рис. 2. Зависимость величины заряда от габаритов (от 0 до 100 мм) и пластических свойств поковки (от 20 до 100 кг/мм<sup>2</sup>).

**4. Особенности математического моделирования работы прессы с помощью программы DEFORM-2D.** Расчет напряженно-деформированного состояния заготовки можно производить с помощью программы DEFORM-2D [4,5]. DEFORM-2D – конечно-элементная система моделирования, предназначенная для анализа двумерного (2D) поведения металла при различных процессах обработки давлением. Программа предоставляет важную информацию о течении материала в штампе и распределении температур во время процессов деформирования. DEFORM-2D используется ведущими мировыми компаниями

для моделирования таких процессов как ковка, штамповка, прессование, вытяжка, высадка и многих других процессов обработки металлов давлением, использует последние достижения в области моделирования технологических процессов. Мощный решатель модуля DEFORM–2D способен анализировать сложные взаимодействия нескольких деформируемых объектов с различными свойствами при различных процессах обработки металлов давлением. Это позволяет точно и реалистично моделировать процессы деформирования металла в условиях производства.

Интеллектуальный генератор сетки способен автоматически построить и оптимизировать конечно-элементную сетку, перестраивая её в случае необходимости в ходе расчета: генератор сетки использует промежуточные результаты расчета и строит более густую сетку в областях, где требуется высокая точность решения. Дополнительно к этому есть возможность моделировать всю технологическую цепочку, начиная с разделительных заготовительных операций, операции нагрева заготовки, формообразующих заготовительных и механических операций, заканчивая также операциями термической обработки.

Рассчитан процесс деформирования стержня с фланцем в системе DEFORM–2D. На первом этапе задается геометрия штампуемой заготовки, производится разбишка на сетку с учетом сгущения относительно геометрии поверхности. Далее производится описание условий нагрева в печи, граничные внешние условия. Так, был задан материал (07X16H6) и параметры процесса, а именно количество шагов 3600 (1 шаг – 1 с) и температура окружающей среды, т.е. в печи – 1000 °С. Время переноса заготовки от печи до матрицы 60с. Установка на матрицу 20 с. Подвод пуансона - 5 с.

Пуансон и матрица тоже разбивается на элементы, и задаются недеформируемыми. Для расчета задан материал штампа - сталь 5ХНМ. Также задается коэффициент трения, параметры теплообмена между объектами, вид штамповки со смазкой и т.д.

На рис. 3. представлен начальный 3,а и окончательный 3,б вид получаемой заготовки при заданных параметрах штамповки.

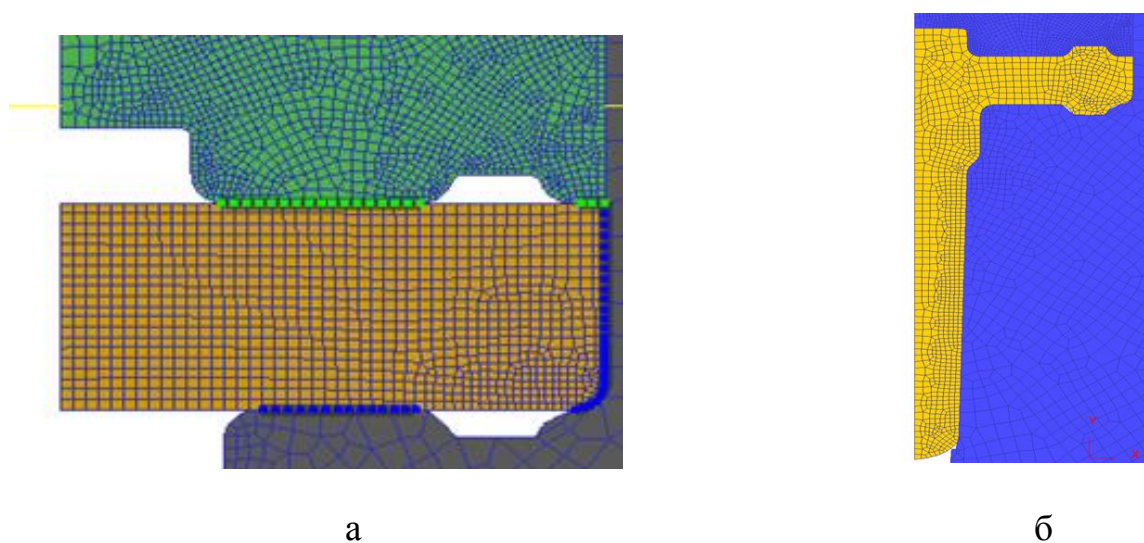


Рис. 3. Начальный (а) и конечный (б) этап деформирования объемной заготовки.

**Выводы.** В результате разработана схема и конструкция взрывного преса для штамповки заготовок габаритами до 150 мм, выполнены расчеты заряда и расчет напряженно-деформированного состояния типовой детали типа «Вал» в программе Deform.

**Список литературы:** 1. Борисевич В.К. К вопросу моделирования импульсных процессов в замкнутой камере для взрывных процессов / В.К. Борисевич, В.В. Третьяк, И.В. Скорченко // Вестник двигателестроения: № 2(23)/2010. – Запорожье: ОАО «Мотор Сич». – 2010. – С.166-171. 2. Третьяк В.В. Особенности импульсной штамповки объемных деталей авиационных двигателей / В.В. Третьяк // Авиационно-космическая техника и технология: №2 (79). Научно-технический журнал, Харьков: «ХАИ», 2011. – С. 42-46. 3. Борисевич В.К., Качан О.Я., Мозговий В.Ф., Павіченко В.П., Сабакар О.І., Третьяк В.В. Патент на винахід №98694 «Прес імпульсного штампування» 11.06.2012 р. – Бюл. №4. 4. Невешкин Ю.А. Моделирование процессов импульсной объемной штамповки / Ю.А. Невешкин, А.В. Онопченко, В.В. Третьяк // Научно-технический журнал “Авиационно-космическая техника и технология”, 2012. – №8 (95). – Харьков: «ХАИ». – С. 253-256. 5. Нагорный М.С. Использование программного пакета DEFORM для проектирования заготовок валов в авадвигателестроении / М.С. Нагорный, В.В. Третьяк, Ю.А. Невешкин, В.В. Сотников // Всеукраїнська науково-технічна конференція “Інтегровані комп’ютерні технології в Машино-будуванні ІКТМ-2012”: Тези доповідей. – Харків: Національний Аеро-космічний університет ім. М.Є. Жуковського “ХАІ”, 2012. – Том I. – С.78.

**УДК 621.921**

## **ПРИМЕНЕНИЕ КУБИЧЕСКОГО НИТРИДА БОРА В ТЕХНОЛОГИЯХ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ**

**Лавриненко В.И.**, докт. техн. наук, **Скрябин В.А.**, **Смоквина В.В.**

*(Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, Киев)*

**Абакумова Л.П.** (ООО ТПП «Прогрестехноком», Харьков)

**Солод В.Ю.**, **Федченко А.Ю.** (Днепродзержинский государственный  
технический университет, Днепродзержинск)

*The conditions for the effective application of cubic boron nitride abrasive machining technologies*

На современном этапе развития машиностроения характерным является широкое использование разработок из области материаловедения, где создаются новые материалы инструментального и конструкционного назначения. Однако, использование таких материалов, имеющих повышенные показатели твердости, прочности, теплостойкости и, вследствие этого, сниженную обрабатываемость, требует прогрессивных методов их обработки. Наиболее эффективными в этом случае являются процессы шлифования кругами из алмазов и кубического нитрида бора (КНБ). В данной статье большее внимание уделено шлифовальным инструментам из КНБ, поскольку спрос в промышленности на них есть, а вот предложение их на рынке Украины сейчас имеет некоторые особенности. Напомним, что инструмент из КНБ преимущественно применяется для шлифования инструментальных сталей и, в особенности, быстрорежущих.



Быстрорежущие стали относятся к группе теплостойких сталей, которые приобретают высокую твердость, прочность, износостойкость, вследствие двойного упрочнения: мартенситного при закаливании и дисперсионного твердения при относительно высоком отпуске с выделением упрочняющих фаз. В зависимости от степени легированности стали разделяются на 3 группы: умеренной теплостойкости – вольфрамо-молибденовые (типичный представитель – Р6М5); повышенной теплостойкости – высокованадиевые (Р6М5Ф3) и высококобальтовые (Р6М5К5), а также высокоуглеродистые (А11Р3М3Ф2). Обратим внимание на то, что широкое использование сталей второй и третьей групп сдерживается их худшей, в сравнении с первой группой, шлифуемостью, которая является важным технологическим свойством инструментальных сталей, определяющим качество готового инструмента. Особенно неудовлетворительна шлифуемость у сталей с повышенным содержанием карбида ванадия, например: Р6М5Ф3 или А11Р3М3Ф2. Это связано с тем, что карбиды ванадия  $VC$  и  $V_4C_3$  имеют достаточно большую микротвердость ( $HV \approx 28$  ГПа), которая превышает твердость зерен электрокорунда белого (20...22 ГПа). Вследствие этого наблюдается быстрый износ кругов, возрастает необходимость их частой правки и снижается производительность шлифования. Таким образом, качественная и производительная обработка быстрорежущих сталей должна ориентироваться на использование абразивов высокой твердости – алмазов и кубического нитрида бора. Использование алмазов при обработке быстрорежущих сталей ограничено, так как тут имеет место взаимодействие железа с алмазом, графитизация поверхностных слоев алмаза и последующая диффузия углерода из графита в железо. Кроме того, реальные карбиды в структуре быстрорежущей стали имеют дефицит  $\approx 15\%$  по углероду. Так, например, карбид вольфрама  $Fe_4W_2C$  имеет реальную формулу  $Fe_2W_2C$ , а карбид ванадия  $VC$  имеет реальный состав  $V_4C_3$ . Недостаток атомов углерода приводит к интенсивному карбидообразованию в структуре поверхностного слоя сталей при алмазном шлифовании, а, затем, к интенсивному износу алмазных кругов.

Для решения изложенной выше проблемы в конце 50-х годов прошлого века и был разработан новый сверхтвердый материал не имеющий природного аналога – кубический нитрид бора ( $\beta$ -BN), который впервые получен Венторфом [1] путем нагревания гексагонального нитрида бора ( $\alpha$ -BN) до температуры 1500 °С при давлении 5,5 ГПа в присутствии металлического лития и других катализаторов. Кубический нитрид бора ( $BN_{сф}$ ) – искусственный абразивный материал на основе нитрида бора, содержащий не менее как 90% нитрида бора кристаллической структуры  $\beta$ -BN. Синтез КНБ осуществляют, подобно алмазу, при высоких температурах (за 1600 °С) и давлениях (за 8 ГПа) [2].

Основные свойства кубического нитрида (приведены диапазоны величин свойств из разных литературных источников): плотность,  $\cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup> – 3,44...3,49; твердость,  $HV$ , ГПа – 74...92; модуль упругости, ГПа – 710...980; предел прочности при сжатии, ГПа – 0,5...1,5; предел прочности при изгибе, МПа – 550...1100; трещиностойкость, МПа $\cdot$ м<sup>0,5</sup> – 4,5; теплопроводность,

$Bm/(m \cdot K) - 41,9$ ; удельная теплоемкость,  $kJ/(kg \cdot K) - 0,670 \dots 1,30$ ; КЛТР,  $10^6 \text{ град}^{-1} - 2,5 \dots 6,0$ ; теплостойкость,  $^{\circ}C - 1300 \dots 1500$ .

Процесс обратного перехода кубического нитрида бора ( $BN_{сф}$ ) в графитоподобный ( $BN_2$ ) состоит из двух стадий: низкотемпературной (до  $1400 \dots 1500^{\circ}C$ ), при которой имеет место перестройка решетки на поверхности агрегатной частички и на внутренних границах, и высокотемпературной (выше  $1400^{\circ}C$ ), что характеризуется перестройкой решетки [3].

Торговые марки – эльбор (Россия), белбор (Беларусь), боразон (США), *CBN* – Япония, Китай, кубонит (Украина).

Эльбор – синтетический абразивный материал, содержащий не менее 90% кубического нитрида бора и, при этом, содержание поликристаллических агрегатов зернистого строения составляет в материале более 80%. Имеет высокую термическую и химическую стойкость. Отсутствие химического сродства эльбора со сталями, в отличие от алмаза, определило именно эту область его эффективного применения. Кристаллы эльбора представлены преимущественно комбинацией тетраэдров. Монокристаллический эльбор (марки – ЛП) для абразивных целей получают кристаллизацией из флюида в условиях высоких температур и давлений в системе  $Mg-B-N$ . Строение кристаллов – мозаичное, блочное и иногда секторально-мозаичное. В связки с этим грани кристаллов имеют развитый микрорельеф. Эльбор обычный (марка – ЛО) для изготовления абразивного инструмента получают при более высоких давлениях и температурах в системе  $Mg-B-N$  в виде мелкокристаллического блока, имеющего наряду с кристаллами кубического нитрида бора (размером до 0,2 мкм) до 30% побочных продуктов синтеза [4].

*CBN Abrasives* – абразивы из кубического нитрида бора. В производстве применяются с 1969 г. [5]. На 2000 год более 30% всех процессов шлифования в мире производилось *CBN* кругами, причем объем стоимости таких кругов составил более 370 миллионов \$ USA. Для сравнения укажем, что объем обработки шлифованием различных сталей та суперсплавов составил почти 1,3 billion \$ USA. Исторически наибольший объем использования *CBN* имеет место в Японии [5] (табл. 1).

Таблица 1

Применение *CBN* в промышленности в % [48]:

Промышленность	Америка	Европа	Другие страны
Автомобильная	25	28	30
Подшипниковая	12	15	18
Аэрокосмическая	18	6	3
Инструментальная	19	21	18
Зубчатые передачи	7	10	10
Другие	19	20	21

В Украине кубический нитрид бора известен под торговой маркой – кубонит и выпускается Институтом сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины в виде шлифпорошков двух основных марок КР и КВ.

КР – кубический нитрид бора торговой марки кубонит средней прочности отвечает марке кубонита К3 согласно ТУУ 26.8-05417377-170-2007. Разрушающая нагрузка (Н) для шлифпорошков КР зернистостью:

50/40	63/50	80/63	100/80	125/100	160/125	200/160	250/200
2,6	2,9	3,3	3,8	4,4	5,2	6,2	–

КВ – кубический нитрид бора торговой марки кубонит высокой прочности отвечает марке кубонита К4 согласно ТУУ 26.8-05417377-170-2007. Разрушающая нагрузка (Н) для шлифпорошков КВ зернистостью:

50/40	63/50	80/63	100/80	125/100	160/125	200/160	250/200
3,6	4,1	4,6	5,3	6,2	7,3	8,7	10,5

Шлифовальные круги из КНБ с использованием указанных выше шлифпорошков выпускаются на металлических, полимерных, керамических и гальванических связках. Исторически так сложилось, что в России круги из эльбора выпускались абразивным заводом «Ильич» (г. Санкт-Петербург) и поэтому использовались керамические связки (наиболее известная – С10) вместе с абразивным керамическим корпусом. Плюсами такой технологии является то, что имеется возможность прессовать и спекать слой с толщиной до 10 мм и возможным является также алмазная фасонная правка.

В мировом производстве шлифовальные круги из кубического нитрида бора выпускаются на различных связках (CBN Wheel Bond Systems) [4] (табл. 2), где: *Resin* – полимерные связки на основе смол, *Metal* – металлические связки, *Vitrified* – керамические связки, *Single Layer* – однослойный (гальванический) инструмент.

Таблица 2

Соотношение (%) в объеме потребления кругов на связках

Связка	1980 год	2000 год	Зернистость CBN
<i>Resin</i>	76	27	Средние и мелкие зерна
<i>Metal</i>	10	11	Средние и мелкие зерна
<i>Vitrified</i>	4	35	Крупные зерна
<i>Single Layer</i>	10	27	Крупные зерна

Анализ табл. 2 свидетельствует о том, что постепенно доля использования керамических и гальванических связок растет, хотя доля использования полимерных связок остается достаточно высокой.

В Украине разработкой и выпуском кругов из кубонита занимается Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины. Поскольку технология их спекания и прессования является аналогичной алмазным кругам, то имеется возможность изготовления кругов на всех указанных выше в табл. 2 связках. Для предприятий Украины характерным является преимущественное использование кругов на полимерных (В2-01, В2-08) связках, которые хорошо себя зарекомендовали на ПАТ «Азовмаш» (г. Мариуполь), ПАТ «Волчанский

агрегатный завод» (г. Волчанск, Харьковской обл.), ПрАТ СП «Капри» (г. Киев) и др. Перспективным является эффективное использование кругов из КНБ на «Машиностроительном заводе «ФЕД» (г. Харьков) и ПАТ «Днепропетровский агрегатный завод» (г. Днепропетровск). Наиболее распространенные формы кругов для шлифования приведены в табл. 3.

Таблица 3

Шлифовальные круги из КНБ для шлифования и заточки режущего инструмента

Сечение	Форма	D, мм	Назначение
	1A1	80-400	Шлифование цилиндрических, конических и плоских поверхностей
	1FF1	50-125	Заточка деревообрабатывающих фрез и фасонных поверхностей. Обработка канавок.
	6A2	80-400	Заточка и доводка режущего инструмента. Обработка плоских поверхностей
	12R4	80-150	Заточка и доводка многолезвийного инструмента по передней поверхности зубьев
	11V9-70 <sup>0</sup>	50-150	Заточка и доводка протяжек, разверток, пушечных сверл
	12A2-45 <sup>0</sup>	80-250	Заточка и доводка режущего инструмента. Обработка плоских поверхностей
	12A2-20 <sup>0</sup>	80-150	Заточка и доводка разверток, цельных и сборных фрез, дисковых пил, протяжек
	14EE1	125-350	Шлифование профильное, внешних и внутренних резьб, канавок

Обратим внимание на то, что стоимость шлифпорошков КНБ в инструменте может достигать 5 \$ США за 1 карат, поэтому важно использовать более дешевые наполнители в рабочий круга (связку) в виде минеральных зернистых концентратов с содержанием  $Al_2O_3$ , которые могли бы быть рассмотрены в виде опорных элементов, повышающих износостойкость круга. К такому природному минеральному сырью, потенциально обладающему абразивными свойствами, относятся титано-цирконовые минералы и кварц – продукты переработки титано-цирконовой руды на Вольногорском горно-металлургическом комбинате Днепропетровской области Украины в виде концентратов: рутилового, ставролитового, ильменитового, цирконового, кварцевого и дистен-

силлиманитового. Эти концентраты, в силу своей сравнительно невысокой стоимости, пользуются большим спросом в Украине и за рубежом, в частности в России. Проведенными исследованиями выявлено, что в качестве опорных элементов в рабочем слое круга могут быть использованы зернистые минеральные концентраты украинского производства – рутиловые. Установлено, что использование их в виде частичной (25%) замены позволяет повысить износостойкость шлифовальных кругов и получать необычный микропрофиль обработанной поверхности, который невозможно достичь стандартными кругами. Кроме того, добавка этих природных зернистых порошков в связку кругов, позволяет, во-первых, получить значительную (до 25 %) экономию шлифпорошка кубонита, во-вторых, снижается стоимость этих кругов, что существенно влияет на экономические показатели механической обработки и, в-третьих, повышается качество обработанных поверхностей.

**Список литературы:** 1. Wentorf R.N. Cubic form of boron nitride // J. Chem. Phys. – 1957. – Vol. 26, N 4. – P. 956. 2. Эфрос М.Г. Современные абразивные инструменты / М.Г. Эфрос, В.С. Миронюк. – Л.: Машиностроение, 1987. – 158 с. 3. Исследование порошков эльбора после термической обработки в нейтрально-восстановительной среде / М.С. Друй, М.И. Сохор, Л.И. Фельдгун и др. // Труды ВНИИАШ, 1971. – № 13. – С. 6-18. 4. Эльбор в машиностроении / Под редакцией В.С. Лысанова. – Л.: Машиностроение, 1978. – 280 с. 5. Carius Alan. CBN Abrasives and the Grindability of Powder Metal Materials // Gohram conferences : Precision Grinding & Finishing in the Global Economy – 2001, Chicago, October, 1 – 3, 2001.

**УДК 621.923**

## **ПРОГНОЗИРОВАНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ**

**Руднев А.В. (НТУ “ХПИ”, Харьков)**

*The results of research of quality control in high technology of grinding process are presented. The received calculated data permit to prognosticate the surface quality or determine the necessary conditions of cutting process in accordance with demand quality*

**Введение.** Процесс алмазно-искрового шлифования, протекающий с введением в зону резания дополнительной энергии в виде электрических импульсов, позволяет поддерживать стабильные условия взаимодействия рабочей поверхности алмазного круга с обрабатываемым материалом в течение продолжительного периода работы, что особенно важно при обработке сверхтвёрдых материалов.

**Постановка задачи.** Как отмечено в работе [1], имея положение о постоянстве соотношения средних квадратических отклонений микронеровностей обработанной поверхности и приведенного суммарного профиля круга  $\sigma_2/\sigma_1$  для любых условий шлифования можно прогнозировать потенциальную шероховатость обработанной поверхности, либо по заданной шероховатости управлять условиями обработки. Условия обработки при этом характеризуются совокупным фактором - числом встреч  $n$ , который в свою очередь определяется ча-

стотой вращения круга  $\omega$  и продольной подачей  $S$ . В работе [1] данная теория применена к твёрдым сплавам: Т15К6 и безвольфрамовому твёрдому сплаву ТН-20. Нашей целью было проверить применимость данной теории к материалам сверхтвёрдой группы.

**Методика проведения и результаты экспериментов.** В работе применялись пластины ДСКМ «Томал-10» производства Томилинского завода алмазных инструментов (Россия). Двухслойный синтетический композиционный материал «Томал-10» представляет собой двухслойную пластину с соотношением 1:1 рабочего слоя из гексагонального и кубического нитрида бора и подложки, состоящей из нитрида бора и смеси титана и меди. Размер пластин 9,52x9,52x4,76. Проводилось две серии экспериментов: по определению среднего квадратического отклонения приведенного суммарного профиля  $\sigma_1$  при различных режимах обработки и по определению шероховатости обработанной поверхности при тех же режимах. В первой серии опытов при подготовке эксперимента пластины ДСКМ «Томал-10» доводились алмазным кругом на бакелитовой связке Б1, имеющим зернистость 28/20. Затем после разового контакта шлифовального круга с исследуемой доведенной пластиной производилось измерение параметра  $Ra_1$ . После определения параметра  $Ra_1$  приведенного профиля определялось значение  $\sigma_1$  по формуле (1) (табл. 1):

$$\sigma_1 = 1,25 \cdot Ra_1. \quad (1)$$

Таблица 1

Матрица планирования и результаты экспериментов

№ п/п	$S_{non}$ , мм/дв. ход	$Z$ , мкм	$K$ , %	$Ra_1$ , мкм	$\sigma_1$
1	0,016	50/40	4	0,324	0,4053
2	0,016	100/80	4	0,365	0,4559
3	0,016	160/125	4	0,409	0,5110
4	0,016	100/80	2	0,395	0,4934
5	0,016	100/80	4	0,365	0,4559
6	0,016	100/80	6	0,264	0,3304
7	0,008	100/80	4	0,300	0,3744
8	0,016	100/80	4	0,365	0,4559
9	0,024	100/80	4	0,470	0,5881

Скорость резания при шлифовании пластин была неизменной, неизменным было и число встреч  $n = 64$ . Таким образом, значение  $R_\sigma$  было также постоянным и равнялось 0,4540. Поскольку шероховатость обработанной поверхности можно характеризовать стандартным отклонением  $\sigma_2$  её профиля, то,

зная значение  $R_\sigma$ , из соотношения  $\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = R_\sigma$ , находим  $\sigma_2$  и прогнозируемое значение шероховатости обработанной поверхности  $Ra_2$ .

Шероховатость пластин, шлифованных на тех же режимах, близка к расчётным (см. табл. 2).

Таблица 2

Расчётные ( $Ra_2$ ) и экспериментальные ( $Ra$ ) значения шероховатости для ДСКМ «Томал-10»

№ п/п	$S_{non}$ , мм/дв.х	$Z$ , мкм	$K$ , %	$Ra_2$ , мкм	$Ra$ , мкм	$\Delta$ , %
1	0,016	50/40	4	0,1472	0,146	-0,82192
2	0,016	100/80	4	0,1656	0,166	0,240964
3	0,016	160/125	4	0,1856	0,192	3,333333
4	0,016	100/80	2	0,1792	0,172	-4,18605
5	0,016	100/80	4	0,1656	0,166	0,240964
6	0,016	100/80	6	0,1200	0,102	-17,6471
7	0,008	100/80	4	0,1360	0,132	-3,0303
8	0,016	100/80	4	0,1656	0,166	0,240964
9	0,024	100/80	4	0,2136	0,224	4,642857

Обработка результатов экспериментов на ЭВМ позволила установить зависимость шероховатости шлифованных поверхностей пластин ДСКМ «Томал-10» от параметров обработки. Для того, чтобы не вызывать искажения модели, отсева незначимых факторов не производился.

Для ДСКМ «Томал-10» получено следующее уравнение регрессии:

$$Ra = 0,160191 \cdot z^{0,215} \cdot k^{-0,38} \cdot S^{0,304} . \quad (2)$$

Используя эту зависимость можно определить шероховатость, получаемую при определённых режимах обработки (см. табл. 3).

Таблица 3

Расчётные значения шероховатости для ДСКМ «Томал-10»

$z$ , мкм	$k$	$S_{non}$ , мм/дв. ход	$Ra$ , мкм
250/200	4	0,01	0,07474
200/160	4	0,01	0,07124
160/125	4	0,01	0,06775
125/100	4	0,01	0,0644
100/80	4	0,01	0,06138
80/63	4	0,01	0,05842
63/50	4	0,01	0,05553
50/40	4	0,01	0,05288
40/28	4	0,01	0,04979
28/20	4	0,01	0,0462
20/14	4	0,01	0,04289
14/10	4	0,01	0,0398
10/7	4	0,01	0,03696
7/5	4	0,01	0,03429
5/3	4	0,01	0,03143

**Выводы:** 1. Использование положения о постоянстве отношения среднеквадратических отклонений микронеровностей поверхности и приведенного суммарного профиля круга  $\sigma_2/\sigma_1$  при проектировании процессов высоких технологий является весьма перспективным, так как позволяет с высокой точностью спрогнозировать потенциальную шероховатость поверхности, либо по заданной шероховатости определить необходимые параметры круга и режимов резания, что доказано экспериментально.

2. Проверочные эксперименты на инструментальном материале ДСКМ «Томал-10» показали высокую сходимость расчётных и экспериментальных значений шероховатости, что позволяет рекомендовать рассмотренный подход к дальнейшему использованию в расширенной практике.

**Список литературы:** 1. Узунян М.Д. Исследование корреляционной функции ординат приведенного профиля алмазного круга / М.Д. Узунян, А.Б. Глухов // Резание и инструмент. – 1998. – Вып. 52. – С. 243 - 250.

**УДК 621.92.01**

## **ФОРМИРОВАНИЕ КВАЗИСТАЦИОНАРНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ ШЛИФОВАНИИ**

**Ларшин В.П.**, докт. техн. наук, **Лищенко Н.В.**, канд. техн. наук  
(Одесский национальный политехнический университет)

*A mechanism and the temperature field change transients are established in grinding, that must be taken into account to determine the temperature of the continuous, discontinuous and high-porous grinding*

Тепловой фактор при шлифовании оказывает существенное влияние на качество поверхностного слоя обрабатываемых деталей и на эксплуатационные свойства деталей машин. Исследованию тепловых полей при шлифовании посвящено большое количество работ, однако до сего времени нет единого мнения о выборе теплофизической схемы обработки (одно-, двух- или трехмерной), что сдерживает разработку систем технологической диагностики и адаптивного управления процессом. Эта задача наиболее актуальна для вновь разрабатываемых процессов шлифования, например, для прерывистого, композиционного и высокопористого шлифования, которые отличаются от традиционных процессов импульсным характером изменения температурного поля на соответствующих участках макро- и микроциклов шлифования. Особенностью этих процессов шлифования является их динамический характер, который проявляется в переменной скорости изменения температуры шлифования на этапе времени действия теплового источника и последующем этапе охлаждения обработанной поверхности. Установлено, что на начальном участке времени нагрева имеет место переходный процесс изменения температуры шлифования: быстрое накопление тепловой энергии на начальном этапе сменяется последующим медленным ее изменением. Кроме того, при периодическом колебании температуры ее прирост на этапе нагрева всегда больше, чем соответствующее паде-



ние на этапе охлаждения. Параметры, характеризующие это явление, зависят от количества режущих выступов на шлифовальном круге, их скважности и от места соответствующего импульса на интервале макроцикла шлифования.

Установлено время теплового насыщения поверхностного слоя на основе экспериментально полученной осциллограммы температуры шлифования, в соответствии с которой эта осциллограмма имеет участки увеличения температуры и ее постоянного значения [1].

Формирование температурного поля происходит в двух системах координат (рис. 1): подвижной системе, которая связана с источником (ПСК на рис. 1) и неподвижной, принадлежащей отдельным точкам обрабатываемой поверхности (НСК для точек А и В на рис. 1).

Тепловой процесс при шлифовании начинается с момента первого касания шлифовального круга и заготовки. В этот момент начинается первый переходный процесс формирования температурного поля от движущегося теплового источника. После окончания первого переходного процесса, во время которого имеет место нестационарный режим (температурное поле нестационарное), наступает тепловое насыщение, после которого температурное поле подвижного теплового источника становится стационарным (квазистационарным), т.е. независимым от времени (график на вертикальной плоскости на рис. 1).

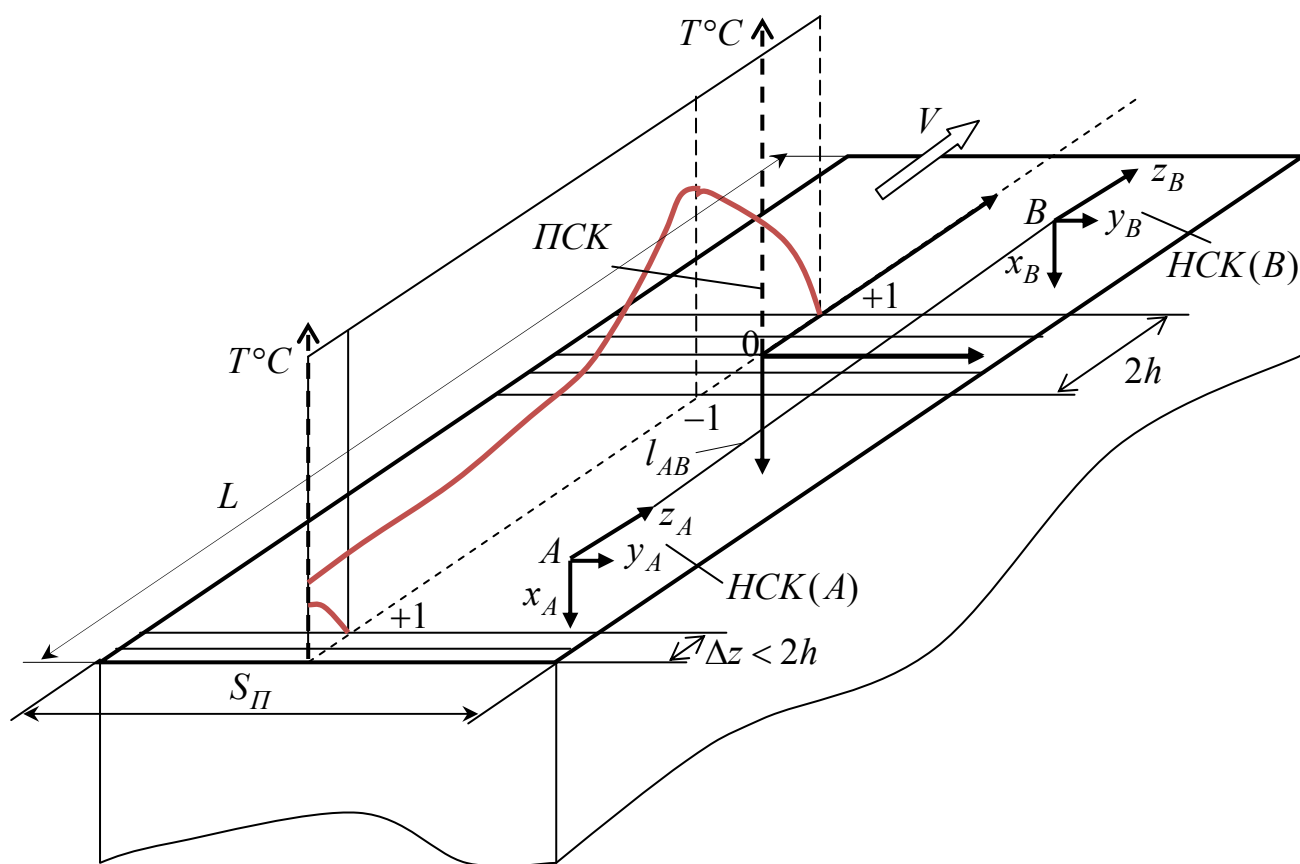


Рис. 1. Теплофизическая схема теплового процесса при шлифовании.

Термин «стационарность (квазистационарность)» относится к температурному полю, которое формируется в системе координат подвижного теплового источника или в подвижной системе координат (ПСК). Эта ПСК движется вместе с тепловым источником. При наличии встроенных в шлифовальный круг термопар [2] можно зафиксировать максимальную температуру шлифования (выходной сигнал термопар), характерную для задней кромки источника в неподвижной системе координат (НСК), центр которой совмещается с рассматриваемой точкой поверхности, т.е. в НСК рассматриваемой точки поверхности.

В НСК (связанной с рассматриваемой точкой) температура шлифования изменяется от нуля до максимального значения по мере перемещения теплового источника относительно этой точки (рис. 2). Если время воздействия теплового источника на рассматриваемую точку не меньше времени теплового насыщения, то указанная максимальная температура совпадет с установившимся значением температуры, характерным для стационарного теплового режима (температура не зависит от времени). При этом основное (технологическое) время шлифования должно быть больше времени теплового насыщения. В противном случае (при шлифовании очень коротких поверхностей при перемещении их со скоростью детали относительно шлифовального круга) переходный процесс насыщения температурного поля может быть не закончен и тогда некорректно пользоваться стационарными решениями, полученными для подвижных тепловых источников.

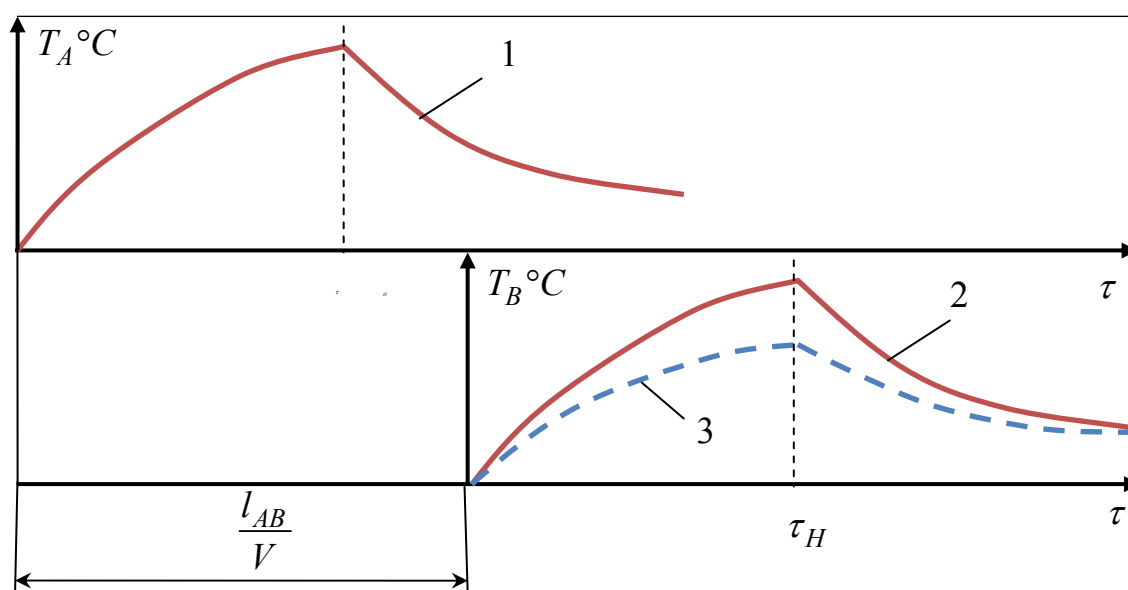


Рис. 2. Температурное поле в неподвижных системах координат (НСК) при шлифовании:  $T_A$  °C и  $T_B$  °C – температуры в неподвижной в точках А и В.

Даже если время нагрева меньше времени теплового насыщения, то эти две максимальные температуры все равно совпадают. Исходя из этого равенства температур в подвижной (ПСК) и неподвижной (НСК) системах координат можно находить недостающие параметры температурного поля. Переходный процесс в НСК вызван нагревом материала поверхностного слоя от исход-

ной (например, 20 °С) до максимальной (например, 800...1000 °С) температуры на задней кромке источника. Для сплошного круга рост температуры происходит по закону квадратного корня времени нагрева  $\tau$ , которое изменяется от 0... $\tau_H$  (для плоского шлифования  $\tau_H = \sqrt{Dt} / V$ ). Установление факта двух переходных процессов (для ПСК и НСК) позволяет сформулировать необходимое и достаточное условия для определения границ действия стационарных математических моделей, описывающих температурное поле в ПСК и НСК.

1. Необходимым условием правильности применения стационарных решений дифференциального уравнения теплопроводности (одно-, двух- и трехмерного) является окончание переходного процесса изменения температуры в ПСК.

2. Достаточным условием правильности применения стационарных решений (после того как выполнено первое необходимое условие) для описания непрерывно возрастающего и импульсного температурного поля является окончание второго переходного процесса, в течение которого стабилизируется амплитуда температурных импульсов в НСК.

**Список литературы:** 1. Сипайлов, В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 2. Якимов, А.В. Прерывистое шлифование / А.В. Якимов. – Киев–Одесса: Вища школа, 1986. – 175 с.

## **2. ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ, ОБОРУДОВАНИЕ, ИНСТРУМЕНТЫ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ**

УДК 621.793

### **ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ ПРВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ВОССТАНОВЛЕННЫХ НАПЛАВКОЙ**

**Скобло Т.С.**, докт. техн. наук, **Коломиец В.В.**, докт. техн. наук, **Сидашенко А.И.**, канд. техн. наук, **Власовец В.М.**, докт. техн. наук, **Ридный Р.В.**, канд. техн. наук (*ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков*)

*The results of experimental optimization smoothing rough surfaces of the parts recovered and treated with a special cladding strain hardening turning*

Из существующих способов упрочнения поверхностно-пластическим деформированием алмазное выглаживание, при достаточно высоком получаемом качестве обработанной поверхности, отличается значительной экономичностью вследствие простоты используемого инструмента и отсутствия специального оборудования. Алмазное выглаживание, как правило, используют для увеличения износостойкости и долговечности подвижных соединений деталей, что достигается повышением твёрдости и снижением шероховатости поверхностного слоя. Определённый интерес представляет возможность использования алмазного выглаживания для увеличения долговечности восстановленных деталей.

Анализ публикаций свидетельствует об успешном применении алмазного выглаживания рабочих поверхностей деталей, применяемых в различных областях машиностроения [1 – 3]. Определены режимы выглаживания как для мягких, так и для твёрдых закалённых материалов. Вместе с тем недостаточно изучено влияние алмазного выглаживания на свойства поверхностного слоя деталей, восстановленных наплавкой. В работе, выполненной в ХНТУСХ им. П. Василенка [4] показана целесообразность алмазного выглаживания как финишной операции при обработке поверхностей деталей восстановленных наплавкой и обработанных резцами из сверхтвёрдых материалов типа киборит упрочняющим точением. Целью настоящей работы предусматривалось экспериментальная оптимизация режимов алмазного выглаживания при выполнении его в качестве финишной операции при обработке поверхностей деталей из среднеуглеродистых сталей, восстановленных наплавкой и подвергнутых деформационному упрочнению специальным точением. Экспериментальное исследование проводили на цилиндрических образцах (сталь 40Х), восстановленных наплавкой среднеуглеродистой проволокой Нп-30ХГСА в среде углекислого газа или под слоем флюса АН-348А. Перед выглаживанием эти образцы подвергались деформационному упрочнению при точении специальными резцами из киборита с большими отрицательными значениями переднего угла  $\gamma$  (до  $-40^\circ$ ) [5]. На результаты выглаживания поверхности оказывают влияние такие факторы как вид выглаживаемого материала, его твёрдость и способность к упрочнению, исходная шероховатость или высота микронеровностей, радиус алмазного шарика, продольная подача инструмента, число проходов и усилие выглаживания, скорость процесса обработки, вид СОЖ. При

оптимизации режимов алмазного выглаживания изучали влияние основных параметров: силы  $P_g$  (Н), подачи  $S_g$  (мм/об), скорости выглаживания  $V_g$  (м/с); выходные параметры – микротвёрдость  $H_{50}$  и шероховатость  $R_a$  поверхности. Микротвёрдость исследовали с помощью микротвердомера ПМТ-3 при нагрузке 50 г, а шероховатость на профилографе-профилометре модели 201 завода “Калибр”. Исходя из рекомендаций [6] радиус рабочей части алмаза был принят равным 2,5 мм.

Оценку влияния алмазного выглаживания проводили методом планирования эксперимента. Для создания математической модели был выбран рототабельный план второго порядка на три фактора. В табл. 1, 2 приведены результаты кодирования факторов и план-матрица экспериментов.

Таблица 1

Кодирование факторов при оптимизации параметров алмазного выглаживания

Интервал варьирования и уровень факторов	Радиальная сила $P_g$ , Н	Подача $S_g$ , мм/об	Скорость $V_g$ , м/с
	$X_1$	$X_2$	$X_3$
Нулевой уровень $x_i=0$	180	0,05	1,5
Интервал варьирования $\delta_i$	30	0,01	0,5
Нижний уровень $x_i=-1$	150	0,04	1,0
Верхний уровень $x_i=+1$	210	0,06	2,0
Звёздные точки $x_i=-1,682$	130	0,035	0,65
$x_i=+1,682$	230	0,065	2,35

Таблица 2

План-матрица и результаты экспериментов

№ п/п	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$P_g$ , Н	$S_g$ , мм/об	$V_g$ , мм	$H_{50}$	$R_a$ , мкм
1	–	–	–	150	0,04	1,0	624	0,83
2	+	–	–	210	0,04	1,0	656	0,72
3	–	+	–	150	0,06	1,0	615	0,88
4	+	+	–	210	0,06	1,0	646	0,75
5	–	–	+	150	0,04	2,0	620	0,79
6	+	–	+	210	0,04	2,0	648	0,67
7	–	+	+	150	0,06	2,0	603	0,82
8	+	+	+	210	0,06	2,0	637	0,70
9	–1,682	0	0	130	0,05	1,5	607	0,86
10	+1,682	0	0	230	0,05	1,5	670	0,63
11	0	–1,682	0	180	0,035	1,5	658	0,57
12	0	+1,682	0	180	0,065	1,5	649	0,96
13	0	0	–1,682	180	0,05	0,65	653	0,82
14	0	0	+1,682	180	0,05	2,35	645	0,74
15	0	0	0	180	0,05	1,5	654	0,75
16	0	0	0	180	0,05	1,5	663	0,77
17	0	0	0	180	0,05	1,5	649	0,74
18	0	0	0	180	0,05	1,5	657	0,70
19	0	0	0	180	0,05	1,5	651	0,72
20	0	0	0	180	0,05	1,5	660	0,76

Результаты эксперимента приведены на рис. 1–3.

При фиксированной величине скорости  $V_s$ , оценивали совместное влияние усилия  $P_s$  и подачи  $S_s$  на микротвёрдость  $H_{50}$  и шероховатость  $R_a$  обработанной поверхности (рис. 1). Поверхность откликов (рис. 1) имеет вид эллиптического параболоида с длинной осью, ориентированной в направлении изменения подачи, что свидетельствует о меньшем влиянии подачи  $S_s$  в сравнении с усилием  $P_s$  на микротвёрдость и высоту неровностей. Об этом свидетельствует близкий к вертикальному характер линий уровня.

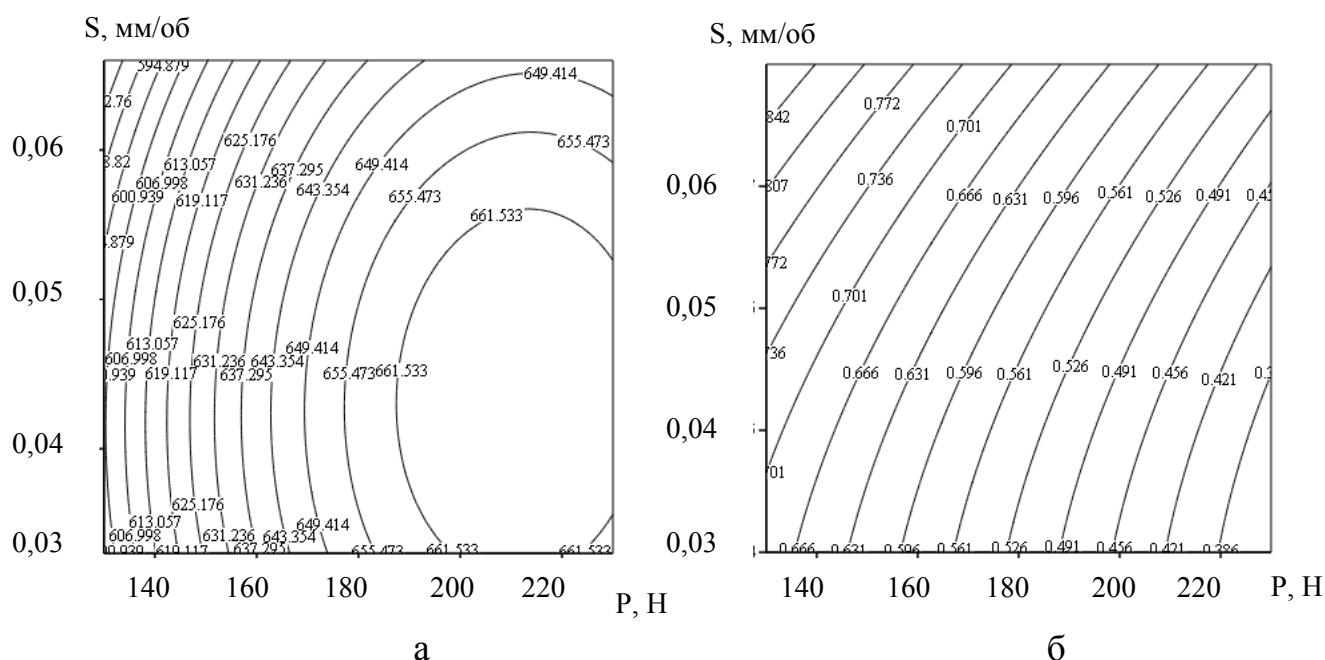


Рис. 1. Влияние усилия  $P_s$  и подачи  $S_s$  при скорости обработки  $V_s = 2,0$  м/с на: а – микротвёрдость; б – шероховатость обработанной поверхности;

Подача оказывает сравнительно меньшее влияние на эти характеристики. При увеличении подачи с 0,03 до 0,08 мм/об микротвёрдость упрочнённого слоя снижается (рис. 1,а), а шероховатость возрастает (рис. 1,б). При фиксированной величине подачи, оценивали совместное влияние усилия  $P_s$  и скорости резания  $V_s$  на микротвёрдость и шероховатость обработанной поверхности (рис. 2). Поверхность отклика свидетельствует о меньшем влиянии скорости  $V_s$  в сравнении с усилием  $P_s$  и на степень упрочнения (рис. 2,а), и на шероховатость (рис. 2,б). Об этом свидетельствуют ориентация длинной оси эллиптического параболоида и близкий к вертикальному характер линий поверхности отклика.

Оценка совместного влияния подачи и скорости обработки на микротвёрдость при постоянном усилии приведены на рис. 3. Характер кривых линий уровня и значений показателей в области исследуемых факторов свидетельствует о более существенном влиянии скорости выглаживания в сравнении с величиной подачи (рис. 3,а). На величину шероховатости наоборот подача оказывает большее влияние, чем скорость обработки (рис. 3,б).

Важным положительным аспектом выглаживания наплавленных покрытий, является то, что происходит заглаживание пор (пустот), которые могут об-

разоваться в процессе восстановления наплавкой. Оптимальные режимы алмазного выглаживания исследуемых покрытий приведены в табл. 3.

В результате проведенных исследований определены режимы алмазного выглаживания поверхности деталей, восстановленных наплавкой проволокой Нп-30ХГСА в среде  $\text{CO}_2$  или под слоем флюса АН-348А. Выглаживание выполнялось после деформационного упрочнения этих поверхностей специальным точением. Установлено, что при радиусе алмаза  $R=2,5$  мм оптимальное значение усилия находится в пределах 180...220 Н, скорость обработки – 1,45...1,65 м/с, величина подачи инструмента – 0,03...0,05 мм/об.

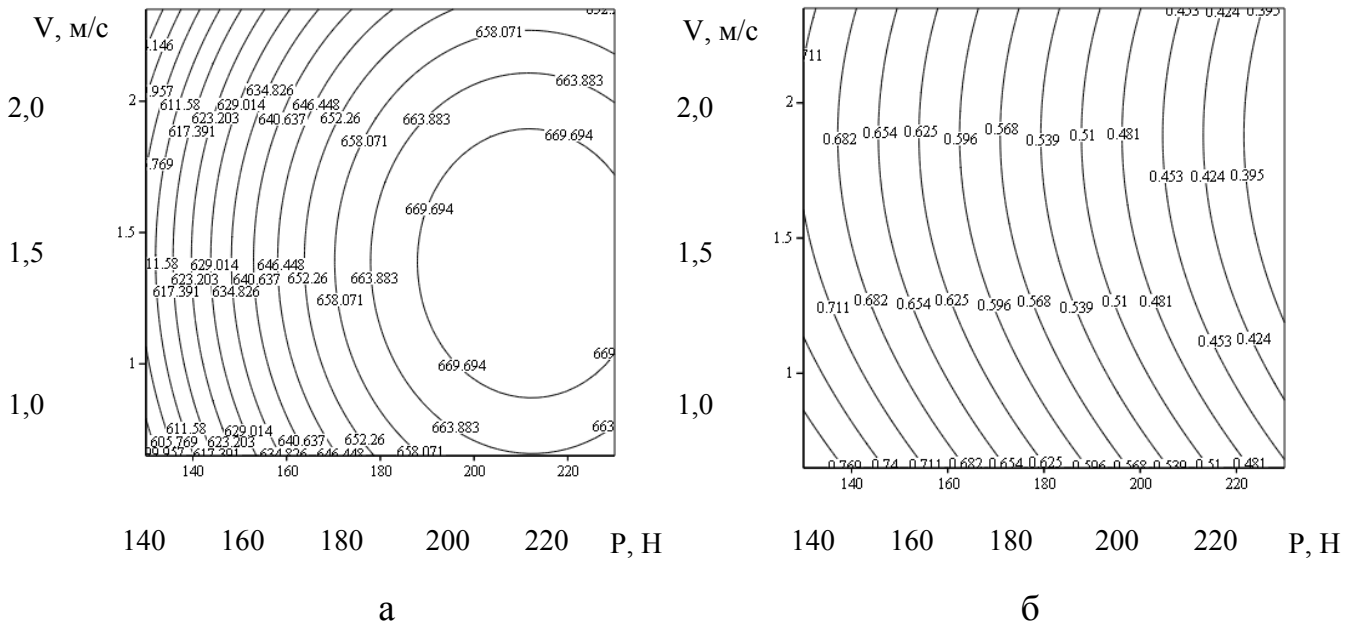


Рис. 2. Влияние усилия  $P_e$  и скорости  $V$  обработки при подаче  $S = 0,05$  мм/об на: а – микротвёрдость; б – шероховатость обработанной поверхности.

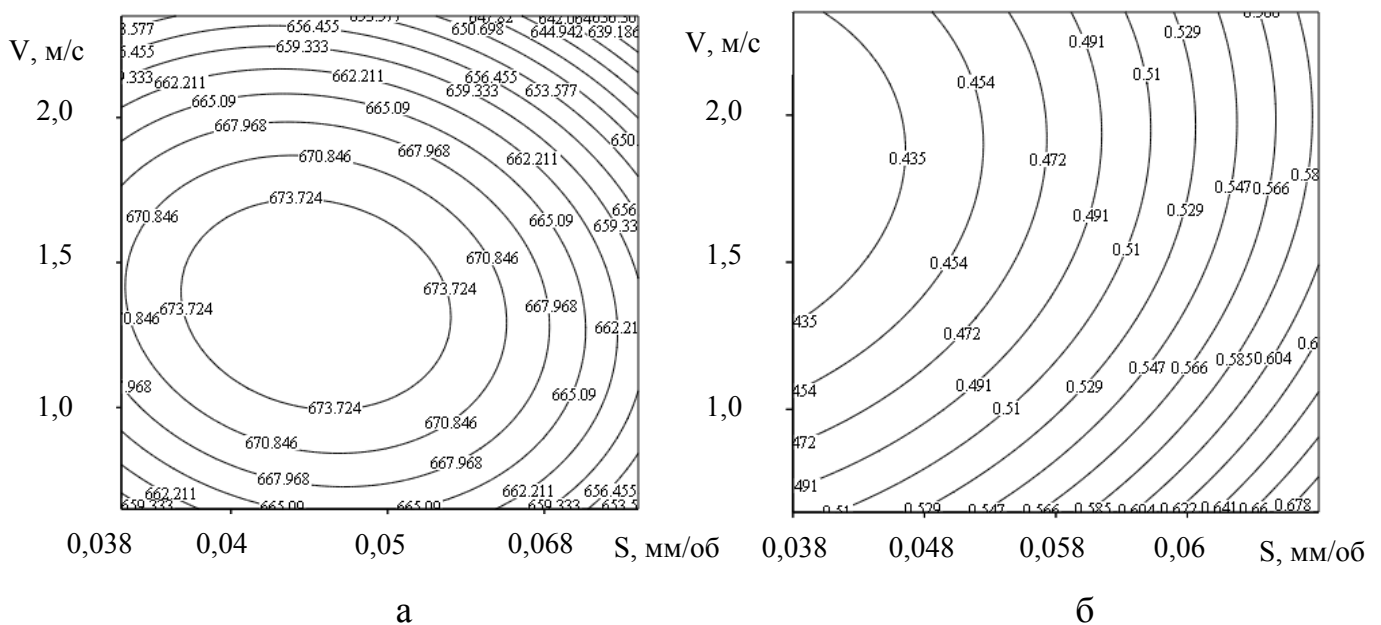


Рис. 3. Влияние подачи ( $S$ ) и скорости ( $V$ ) обработки при усилии  $P = 210$  Н на: а – микротвёрдость; б – шероховатость обработанной поверхности

## Оптимальные режимы выглаживания покрытий

Вид наплавки	Оптимальные режимы обработки			Микротвёрдость, Н. 50	$R_a$ , мкм
	$P_{\theta}$ , Н	$S_{\theta}$ , мм/об	$V_{\theta}$ , м/с		
в среде CO <sub>2</sub> ;	180 – 200	0,03 – 0,05	1,45 – 1,65	596 – 623	0,54 – 0,58
под слоем флюса	200 – 220	0,03 – 0,05	1,45 – 1,65	662 – 678	0,42 – 0,45

**Список литературы:** 1. Васильева А.Г. Деформационное упрочнение закалённых конструкционных сталей / А.Г. Васильева. – М.: Машиностроение, 1981. – 231с. 2. Воловик Е.Л. Справочник по восстановлению деталей / Е.Л. Воловик. – М.: Колос, 1981. – 352 с. 3. Балтер М.А. Упрочнение деталей машин / М.А. Балтер. – М.: Машиностроение, 1976. – 164с. 4. Скобло Т.С. Обоснование финишной операции при обработке поверхностей деталей восстановленных наплавкой / Т.С. Скобло, В.Ф. Ридный, Р.В. Ридный, И.М. Лукьянов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства. “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”, 2011. – № 118. – С.17-20. 5. Ридный Р.В. Влияние геометрии инструмента на физико-механические характеристики поверхностного слоя при точении наплавленных деталей / Р.В. Ридный // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”, 2004.– №26. – С. 262-267. 6. Одинцов Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием / Л.Г. Одинцов. – М.: Машиностроение, 1981. – 160 с.

УДК 629.3.014.2.02

### ОСОБЛИВОСТІ ОБРОБКИ ОТВОРІВ З КІЛЬЦЕВИМИ КАНАВКАМИ В ЧАВУННИХ ДЕТАЛЯХ

**Скобло Т.С.**, докт. техн. наук (ХНТУСХ ім. П. Василенка, Харків)

**Карташов С.Г.**, канд. техн. наук, **Гранкіна Н.С.**, інженер  
(Таврійський державний агротехнологічний університет)

*In this article the characteristics of holes with annular grooves in the iron detail processing tool for the treatment of intermittent holes surface plastic deformation. We give design tool and the results of an experimental treatment*

Ресурс роботи деталі в значній мірі залежить від якості поверхні після фінішної обробки. Найбільш трудомісткими і складними є обробка поверхонь з переривчастою поверхнею. В роботі в якості об'єкта дослідження особливостей обробки отворів з кільцевими канавками береться корпус розподільника гідропідсилювача рульового керування (ГПР) 50-3406015А, який встановлюється на тракторах класу 1,4. Ця деталь працює у парі із золотником. Золотникові пари являються прецизійними деталями, величина зазору в них вимірюється декількома мікрометрами. Отвір корпусу під золотник має кільцеві проточки із гострими кромками. Складність обробки цієї деталі полягає в необхідності забезпечення гостроти кромки для збереження якісного функціонування розподільника. Забезпечення необхідної якості переривчастою поверхні отвору здійснюється на фінішному етапі операціями різання. При цьому для ремонтного виро-



бництва використовуються ті ж самі операції, що і для виготовлення: алмазне розвертання та хонінгування, що в умовах дрібносерійного виробництва не завжди економічно доцільно. Для забезпечення можливості не тільки отримати задану якість поверхні, але і підвищити ресурс роботи деталі, на теперішній час все більше уваги приділяють розробці та використанню нових інструментів для поверхневої пластичної обробки [1-3]. Зарубіжними фірмами Madison, Escoroll та Cogsdill випускаються роликові інструменти для обробки отворів різних діаметрів та у різному виконанні. В нашій державі використання роликового інструменту можливо тільки або після виготовлення за спеціальним замовленням, або шляхом придбання за кордоном. Ми вважаємо, що розробка і дослідження інструменту для обробки отворів із переривчастою поверхнею є перспективним напрямом розвитку сучасного машинобудування. Мета статті. Розглянути особливості обробки отворів із кільцевими проточками в чавунних деталях роликовим інструментом. Надати технологічні рекомендації та можливості подальшого використання цього інструменту при виробництві і ремонті.

Ефективність та економічність роботи гідросистеми машини визначається станом деталей розподільника, особливо станом золотникових пар. Зміна величини зазору (знос деталей пари) приводить до різкого погіршення роботи гідросистеми. Корпус розподільника виготовлений із сірого чавуна СЧ 20 ГОСТ 1412-85 (НВ 170...241), який має границі міцності: при розтягуванні – 200 МПа, при згині – 400 МПа. У отворі корпусу розподільника є три кільцеві проточки, до яких по каналам підводиться і відводиться робоча рідина (рис. 1). Отвір корпусу розподільника гідропідсилювача обробляється за 9 квалітетом, має розмір  $\varnothing 34^{+0,060}$  мм і шорсткість поверхні  $R_a = 0,2$  мкм. До прецизійних отворів корпусів гідропідсилювача рульового керування за технічними вимогами ставляться жорсткі вимоги: точність діаметрального розміру – не нижча за 0,06 мм; похибка геометричної форми (овальність та конусоподібність) – у межах допуску на групу, тобто не більше за 0,006 мм. Золотник виготовлений зі сталі ШХ 15 ГОСТ 801-78. Золотник має циліндричну форму із двома кільцевими проточками. Контактуюча з отвором корпусу поверхня золотника гідропідсилювача має діаметр  $\varnothing 34^{+0,048}_{-0,012}$  мм і шорсткість поверхні  $R_a = 0,63$  мкм. Технічними вимогами ставляться вимоги щодо забезпечення гостроти кромки. Радіальний зазор у парі  $\delta = D_k - D_z = (0,006 - 0,012) \cdot 10^{-3}$  м. Необхідний зазор у золотниковій парі забезпечується селективним складанням, за яким деталі попередньо сортуються на 10 розмірних груп із кроком 0,006 мм. Експлуатаційні властивості деталей машин залежать від точності їх виготовлення і, значною мірою, визначаються якістю їх поверхні. Якість поверхні деталей машин визначається сукупністю характеристик шорсткості поверхні, фізико-механічного стану та мікроструктури металу поверхневого шару і залишкових напружень, які надані деталі під час її обробки. Обробка прецизійних отворів найбільш відповідальна й трудомістка частина технологічного процесу виготовлення корпусних деталей. При обробці деталей в технології машинобудування прийнято розрізняти чотири етапи: чорновий, напівчистовий, чистовий і фінішний [1-4].

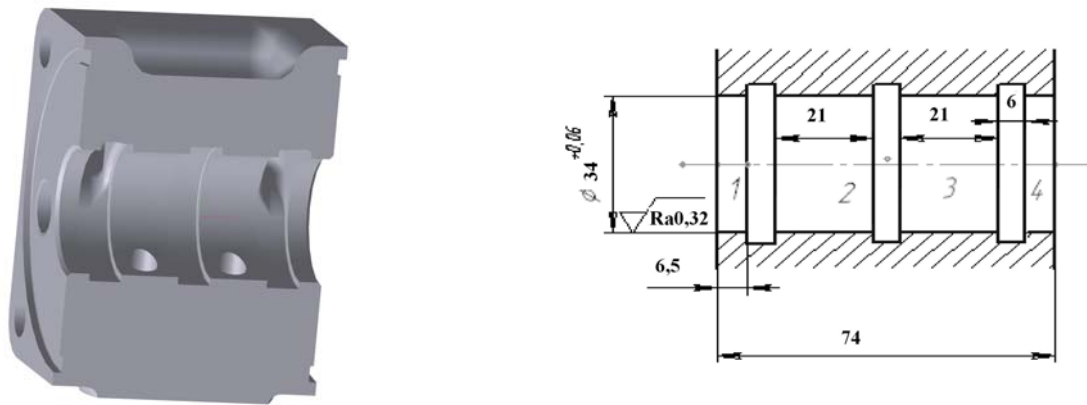


Рис. 1. Корпус розподільника у розрізі.

Фінішна обробка призначається з метою підвищення точності і якості оброблюваної поверхні. Для одержання в корпусних деталях отворів високої точності 5-7-го квалітетів на заключному етапі технологічного процесу вводять такі фінішні операції: розвертання, тонке розточування, протягування, хонінгування, а в окремих випадках притирання й шабрування. Вибір необхідного методу обробки залежить від вимог точності, обумовлених службовим призначенням деталі. Розвертання є одним з основних методів чистової і фінішної обробки отворів, що забезпечує 6-9-й квалітети точності. При використанні розвертки із пластинами із твердого сплаву швидкість різання для чавуну становить 7...20 м/хв, подача 2...7 мм/об. Розвертання забезпечує одержання правильної геометричної форми отвору, точних діаметральних розмірів і параметрів шорсткості поверхні  $Ra=1,25...0,63$  мкм. Розвертання як метод фінішної обробки застосовують після свердління, а також після зенкерування і розточування. Припуск під розвертання становить 0,2...0,4 мм на діаметр для попереднього розвертання та 0,05...0,3 мм для остаточного. Алмазне розвертання виконується на вертикально або радіально – свердлильному верстаті будь-якої моделі з ходом шпинделя при довжині деталі до 120 мм - 300 мм, до 180 мм - 400 мм, понад 250 мм - 500 мм. Інструмент: Комплект алмазних регульованих розгорток (2 ... 4 шт. в залежності від припуску) з різною величиною алмазного зерна. Припуск на обробку - 0,03 ... 0,05 мм. Результат обробки: некруглість - 1 мкм; нециліндрічність - 2 мкм; допуск на діаметр - 3 мкм, шорсткість - 0,32  $Ra$ . Технологічний час обробки одного отвору - 1 ... 3 хв. в залежності від припуску, матеріалу, діаметра і довжини отвору. При алмазному розвертанні, особливо при значній величині припуску, виконання дещо ускладнюється, тому що необхідно застосовувати велику кількість інструменту, що працює у вузькому діапазоні з поступовим збільшенням діаметру обробки для кожної розвертки. Наприклад, при ремонті корпусу розподільника необхідно прибрати припуск 0,5 мм внаслідок глибокого задиру на поверхні отвору. В цьому випадку необхідно застосовувати 5 шт. алмазних розверток, що працюють в своєму діапазоні із шагом 0,1 мм. Крім того, знімання на кожен прохід не повинно перевищувати 0,02 мм при обробці чавунних розподільників і 0,01 мм при обробці сталевих, тобто щоб зняти припуск 0,5 мм необхідно 25 разів регулювати діаметр при обробці чавунного розподільника і 50 разів - сталевого. Крім того, існує велика

небезпека катастрофічної поломки інструменту через можливе перевищення припуску також зносу піддаються найбільш часто застосовуються в роботі розвертки. Ріжуча частина алмазної розвертки - алмазно-нікелеве покриття, відновити її в умовах дрібносерійного виробництва неможливо.

На деяких підприємствах впроваджені алмазні хонінгувальні головки нової конструкції. Використоване обладнання - вертикально або радіально - свердлильний верстат. Хонінгувальна головка має вбудований ручний механізм жорсткої подачі брусків, що забезпечує обробку отворів з мінімальними похибками. Виключається можлива поломка інструмента. Продуктивність хонінгування в 2-3 рази вище, ніж при алмазному розгортанні, вище і стійкість інструменту, крім того, ріжучу здатність хонінгувальної головки можливо багаторазово відновлювати в умовах споживача. Скорочуються також витрати на придбання інструменту, тому що необхідна тільки одна хонінгувальна головка, що охоплює розміри більше 1 мм. Припуск на обробку, залежно від величини зносу і пошкоджень, від 0,05 до 0,5 мм і вище. Обладнання: Вертикально або радіально - свердлильний верстат будь-якої моделі з ходом шпинделя при довжині деталі до 120мм - 300мм, до 180мм - 400мм, понад 250мм - 500мм. Інструмент: хонінгувальна головка з вбудованим механізмом роз тискання з діапазоном обробки в межах 1,2мм. Геометричні похибки оброблених отворів в межах 2 мкм.

Перспективним екологічним та ресурсозберігаючим способом обробки поверхонь деталей є поверхневе пластичне деформування (ППД). Не дивлячись на вельми тривалу історію розвитку методів ППД, на сьогоднішній день не розроблено загальної методології, що дозволяє проектувати або вибирати інструмент для обробки заданої поверхні з необхідними параметрами якості поверхневого шару. В той же час є деякі літературні дані, що дозволяють вже сьогодні підійти до розробки загальної методології проектування інструменту для обробки ППД. Порядок проектування інструменту виглядає таким чином.

1. Вибір схеми обробки на підставі: розмірів деталі, від яких залежить її жорсткість; розмірів, форми і необхідної точності оброблюваної поверхні; необхідних характеристик якості поверхневого шару, обумовлених експлуатаційними вимогами до поверхні; вихідних характеристик якості оброблюваного поверхневого шару, що визначають можливості для обробки деталі ППД; типа виробництва.

2. Визначення геометричних параметрів робочої частини інструменту виходячи з картини формування номінальної площі контакту в зоні обробки. Вибір інструментального матеріалу на підставі теорії адгезійної взаємодії з оброблюваним матеріалом деталі.

3. Призначення твердості, шорсткості, точності виготовлення робочої поверхні інструменту.

4. Розробка конструкції інструменту. Для жорстких накатників і розкатників відчутний вплив на точність отримуваних розмірів надає точність виготовлення інструменту. Причому важлива не лише точність діаметральних розмірів, але і биття, із-за якого може сформуватися хвилястість на обробленій поверхні.

Для обробки отворів чавунних корпусів був спроектований та виготовлений інструмент, який дозволяє обробити переривчасту поверхню, не пошкоджуючи крайок поясків отвору. Особливість роботи цього інструменту полягає

в тому, що довгий ролик працює всією твірною по всій довжині ролика, подача роликів радіальна. Друга особливість роботи інструментом у тім, що розведення роликів до крайнього розрахункового положення здійснюється осьювою подачею вертикально-свердлильного верстата 2A135.

На сучасному етапі розвитку ППД обробки вибір умов обробки можна виконувати на основі приблизних розрахунків зусиль і питомого тиску, результатів експериментальних досліджень матеріалів з подібними властивостями, універсальних і спеціалізованих номограм, попередніх пробних обробок. Багато з наявних рекомендацій стосовно режимів обробки отворів в чавунних деталях придатні лише для того матеріалу і для тих умов обробки, в яких проводився експеримент. Тому, як показує досвід, ці рекомендації не можна застосовувати для всього різноманіття чавунних деталей з їх нестабільними властивостями і структурою навіть в межах однієї марки чавуну.

Для обробки отворів чавунних корпусів було спроектовано та виготовлено інструмент, який дозволяє обробити переривчасту поверхню, не пошкоджуючи відсічних крайок поясків отвору. Критерієм оцінки роботи інструменту є можливість одержання високого класу чистоти поверхні й геометричної форми отвору, передбачених технічними умовами й не нижче чим після притирання, а саме: шорсткість поверхні не гірша за  $Ra\ 0,32$  мкм; овальність не більше 6 мкм; конусність не більше 6 мкм; бочкоподібність або сідлоподібність не більші за 6 мкм.

Для досліджень можливості обробки отворів з кільцевими проточками пропонується конструкція інструменту для обробки переривчастих отворів (патент на корисну модель №23776 від 11 червня 2007 р.), що складається із роликів, встановлених в сепараторі на конусній оправці, та опорної втулки, який відрізняється тим, що він додатково оснащений розверткою ступінчастої форми.

На початковій фазі обробки ролики встановлені на конусній оправці на розмір менший діаметру розвертки. виконання розвертки ступінчастої форми сприяє якісній обробці поверхні переривчастих отворів, попередньо підготовляє поверхню під обробку роликами. Після обробки розверткою інструмент переміщується до зіткнення опорної втулки з торцевою поверхнею деталі, що обробляється. При цьому конусна оправка продовжує свій рух, і таким чином розсуває ролики в радіальному напрямі. Після закінчення обробки при виведенні інструменту з отвору ролики переміщуються на конусній оправці, тим самим зменшується діаметр інструменту, що дозволяє уникнути пошкодження поверхні отвору і сприяє вільному виведенню інструменту з отвору. Роликова частина інструменту для обробки переривчастих отворів представляє собою 6 довгих роликів (діаметр роликів 6 мм) конічної форми, установлених у сепараторі на конусі оправки. Довжина роликів - 80 мм і обрана такою, щоб перекрити всю довжину отвору в корпусі гідророзподільника. Кінематична схема частини інструменту наводиться на рис. 2.

Кути конусів роликів і оправки розраховані такими, що твірні роликів у зібраному інструменті розташовуються по циліндричній поверхні. При розкочуванні роликом реалізується контактено-зсувна схема деформації, при якій в процесі обробки чавуну (матеріалу малопластичного в звичайних умовах) створюється такий напружений стан, при якому відбувається найбільш інтенсивне

пластичне деформування. Жорсткість системи для поверхневої обробки, а також бажана твердість і допустима шорсткість після обробки визначають вибір технологічних умов обробки. Вихідна поверхня отворів під обробку – поверхня отримана після чистового розвертання із чистотою 1,2 мкм.

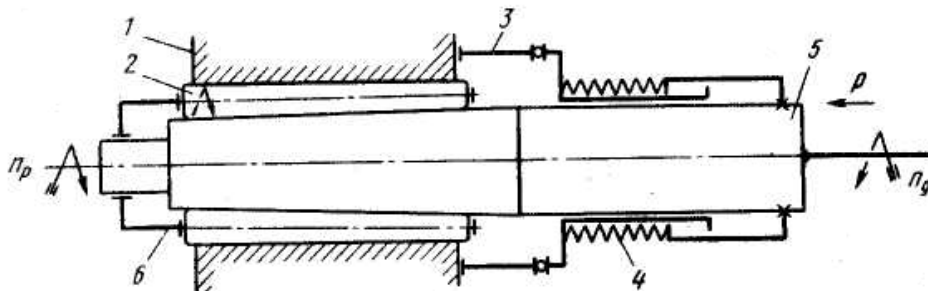


Рис. 2. Кінематична схема роlikової частини інструменту для обробки переривчастих отворів: 1 – деталь; 2 – ролик; 3 – опорна втулка; 4 – пружина; 5 – конусна оправка; 6 – сепаратор.

Загальний вигляд роlikової частини інструменту для обробки переривчастих отворів поверхневим пластичним деформуванням (діапазон діаметрів оброблюваних поверхонь 34,3 ... 34,6 мм) наводиться на рис. 3. Дослідження з інструментом проводилися з метою визначення оптимального натягу, швидкості обертання й подачі. Особливість роботи цим інструментом у тім, що довгий ролик працює всієї твірної по всій довжині отвору. Від точності розташування цих роликів залежить точність отвору, зокрема конусність.

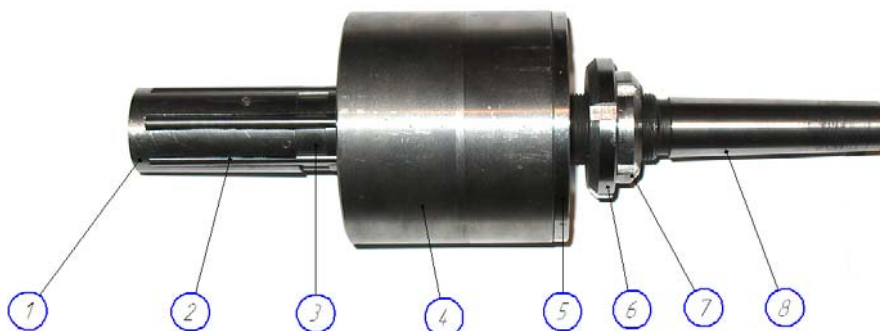


Рис. 3. Загальний вигляд роlikової частини інструменту для обробки переривчастих отворів поверхневим пластичним деформуванням: 1 – стакан; 2 – ролик; 3 – сепаратор; 4 – корпус ; 5 – кришка; 6 - гайка регулювальна; 7 – гайка стопорна; 8 – стрижень.

Друга особливість роботи інструментом у тім, що розведення роликів до крайнього розрахункового положення здійснюється конусом шпинделя при ручній подачі, тому що при механічній навіть найменшій (0,133 мм/об) неможливо вловити момент закінчення подачі й відбувається її самовимикання від запобіжного механізму. Радіальна подача роликів конусом шпинделя на величину натягу 0,1 мм по діаметрі відбувається при переміщенні шпинделя у вертикальному напрямку всього на 2 мм (кут конуса шпинделя  $3^\circ$ ). Це переміщення здійснюється при числі обертів шпинделя на верстаті 2A135 - 68 об/хв за 12 сек.

При більших обертах час розведення роликів буде меншим і визначити момент закінчення розведення дуже важко. Після розведення роликів у крайне

положення при кожному досліді вони витримувались у цьому положенні протягом 3-5 сек. Більше витримування, як показали виміри шорсткості поверхні й розміри отвору, не ведуть до будь-яких помітних змін цих параметрів. Точність розміру по діаметру після розкочування залежать від точності попередньої обробки. Деформація (збільшення) отвору при натягу 0,1 мм по діаметрі становить 20-25 мкм. Інструмент найкраще застосовувати на свердлильних верстатах, що мають малі подачі на оборот (до 0,05 - 0,08 мм). У цьому випадку можливо застосовувати механічну подачу. Деталь встановлюється у кондуктор. Продуктивність обробки інструментом висока. Машинний час розкочування становить 12-15 сек. Штучний час обробки із застосуванням простого пристосування складе не більше 0,5 хв. Тиск між елементами інструменту, що деформують, і оброблюваною поверхнею, необхідний для пластичної деформації вихідних мікронерівностей, визначається попереднім налагодженням інструменту на робочий діаметр, який відрізняється від діаметру деталі на величину натягу. Натяг складається із залишкової і пружної деформації матеріалу деталі і пружної деформації роликів інструменту. Вихідна поверхня повинна мати визначену висоту та форму нерівностей. Зменшення вихідної шорсткості викликає звуження діапазону допустимих натягів, що ускладнює здійснення процесу розкочування, створюючи небезпеку перенаклепу матеріалу поверхневого шару. Шорсткість під обробку слід призначати залежно від необхідної точності оброблюваної деталі. Призначення вихідної чистоти поверхні – один з важливих етапів розробки технології чистової обробки. Вихідна поверхня отворів під обробку інструментом отримана після чистового розточення із шорсткістю Ra 1,2 мкм. Оптимальні режими процесу обробки ППД встановлювалися за допомогою програми Statgraphics.

В результаті досліджень отримані рівняння регресії математичної моделі, які встановлюють вплив досліджуваних факторів на параметри оптимізації[5].

Отримані рівняння регресії мають вигляд:

$$Y_1 = 0,869735 - 0,0350754 * X_1 - 0,00742768 * X_2 - 1,05775 * X_3 + 0,00463333 * X_1^2 - 0,00002 * X_1 * X_2 + 0,0149254 * X_1 * X_3 + 0,0000281481 * X_2^2 + 0,00587065 * X_2 * X_3 + 0,319299 * X_3^2;$$

$$Y_2 = 393,133 + 6,76891 * X_1 - 0,871663 * X_2 - 186,868 * X_3 - 0,4 * X_1^2 + 0,000666667 * X_1 * X_2 + 0,447761 * X_1 * X_3 + 0,00191111 * X_2^2 + 0,756219 * X_2 * X_3 + 86,879 * X_3^2;$$

$$Y_3 = 100,593 - 7,63619 * X_1 - 0,44254 * X_2 - 62,4619 * X_3 + 0,408333 * X_1^2 + 0,024 * X_1 * X_2 - 2,23881 * X_1 * X_3 + 0,00114815 * X_2^2 + 0,0995025 * X_2 * X_3 + 59,7757 * X_3^2;$$

Характер впливу факторів  $X_1$ ,  $X_2$  та  $X_3$  на шорсткість ( $Y_1$ ) наводиться на рис. 4. Математичне планування експерименту показало, що залежність шорсткості від режимів обробки ППД можна графічно надати у вигляді поверхні відгуку та отримати оптимальні плани.

Аналіз результатів розрахунків у вигляді математичної моделі дає можливість встановити характер впливу зміни вихідних параметрів технологічного процесу на його кінцеві результати. Адекватність отриманої математичної моделі дослідним даним проводили за допомогою критерію Фішера.

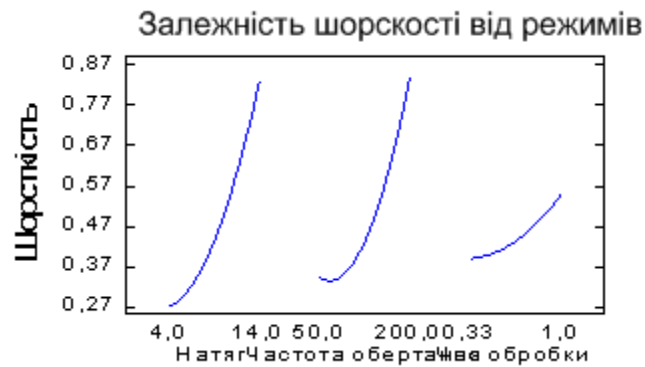


Рис. 4. Вплив режимів обробки на шорсткість поверхні після ППД.

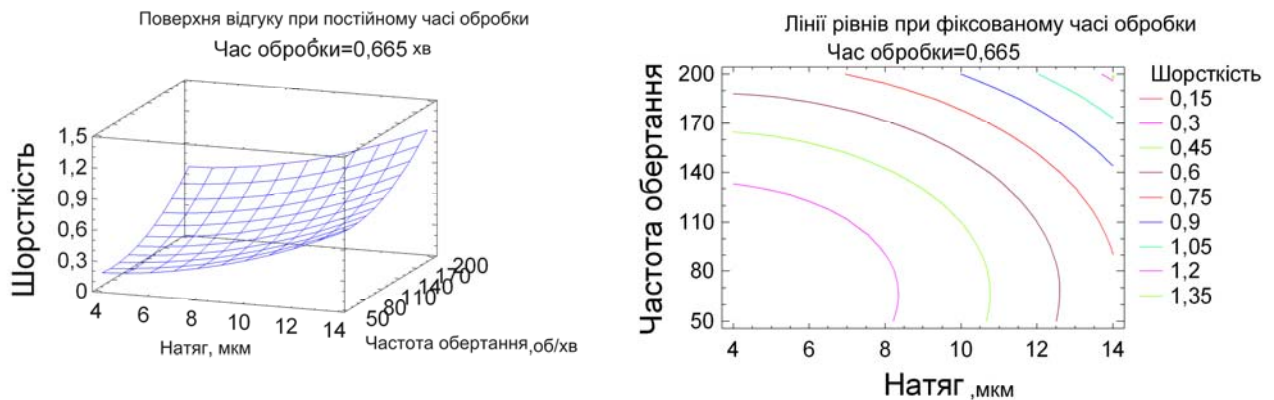


Рис. 5. Поверхня відгуку та лінії рівнів шорсткості поверхні в залежності від режимів обробки при часі обробки 0,665 хв.

Оптимальними для отримання необхідної шорсткості поверхні  $R_a=0,32$  мкм за результатами математичного планування можна вважати такі режими обробки натяг 0,08 мм, частота обертання 110-140 об/хв, час обробки 0,7 хв, що узгоджується з даними, які наводяться у літературних джерелах та теоретичними розрахунками. Характеристиками якості поверхні є шорсткість та форма нерівностей мікрорельєфу. При дослідження проводилося порівняння поверхні, яка отримана розкочуванням з поверхнею, отриманою після притирання (рис. 6, рис. 7). При порівнянні параметрів шорсткості після обробки ППД та традиційних обробок різанням виявляються переваги першої, зокрема такі: форма мікронерівностей – кут при вершині має більше значення. Ця поверхня після згладжування випадкових виступів має більш пологий рельєф, без гострих гребінців, які характерні при обробці різанням.



Рис. 6. Мікрорельєф поверхня отвору корпусу (x300): а – після притирання; б – після обробки ППД.

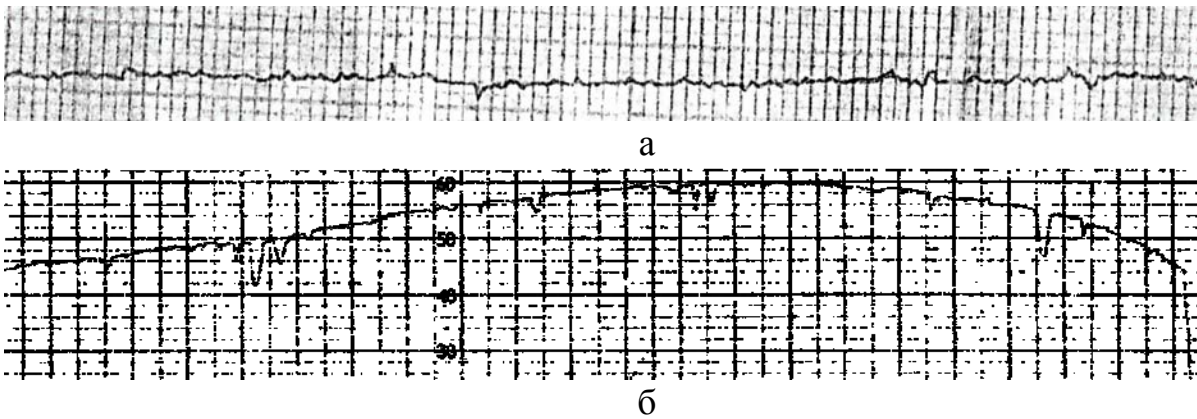


Рис. 7. Фрагменти профілограм поверхні після обробки чавуну: а – притирання ( $V_n \times 80$ ;  $V_v \times 4000$ ); б – обробка ППД, шорсткість  $R_a 0,25$  ( $V_n \times 50$ ;  $V_v \times 2000$ ).

**Висновки.** Для обробки отворів з кільцевими канавками в чавунних деталях пріоритетним напрямом дослідження є застосування інструменту, який складається з двох частин : розвертки та розкатки, що дозволить досягти високої продуктивності, оптимальної якості поверхні.

**Список літератури:** 1. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием/ Л.Г. Одинцов // Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 328с. 2. Пшибыльский В. Технология поверхностной пластической обработки./ В. Пшибыльский – М.: Металлургия, 1991. – 479 с. 3. Совмещение чистового и упрочняющего обкатывания роликами – путь повышения надёжности оборудования / Бутаков Б.И., Столяр М.Б., Власов П.Е. и др. // Сучасне машинобудування, 2000. – № 1–2 (3–4). – С. 93-105. 4. Гранкіна Н.С. Розрахунково-теоретичний аналіз процесу обробки поверхневим пластичним деформуванням отворів чавунних корпусів / Н.С. Гранкіна // Вісник Харківського Національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків: ХДТУСГ, 2009. – № 77 “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – С. 66-70. 5. Гранкіна Н.С. Застосування поверхневого пластичного деформування для обробки отворів чавунних корпусів. / Н.С. Гранкіна // Інженерна механіка та транспорт: Матеріали І Міжнародної конференції молодих вчених ЕМТ-2010. – Львів: Видавництво Національного університету «Львівська політехніка», 2010. – С. 38-39.

УДК.631.362.333

## ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА СКАЛЬПЕРАТОРА СЫПУЧЕЙ СМЕСИ

Тищенко Л.Н., докт. техн. наук, Миняйло А.В., канд. техн. наук,  
Богданович С.А. аспирант (ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков)

*Features of modeling of technological process of a separator with not complicated sifting of the loose environment are considered*

При предварительной очистке зернового вороха в современных зерноочистительных комплексах широко применяются барабанные скальператоры. Особенностью их технологического процесса является незатруднённое просеивание основной зерновой массы через отверстия барабана. Этому способствует то, что размеры отверстий барабана значительно превышают все размеры зёрен. Сходом из барабана удаляются только крупные примеси. Увеличить произво-



длительность скальператора можно путём наложения вибраций на вращательное движение его барабана.

Для создания модели сыпучей среды, позволяющей дать приемлемое для расчётов описание, предлагается рассмотреть быстрые движения зернового потока, описываемые законами динамики вязкой жидкости в предположении выполнения соотношений Навье-Стокса [1-4]. Учитывая незатруднённое просеивание, математическое описание процесса просеивания производится с помощью основного закона фильтрации (закон Дарси) с учётом воздействия решетчатой поверхности на поток виде трения Кулона с силой гидравлического сопротивления. Вместе с динамическими и кинематическими граничными условиями свободной поверхности можно составить систему уравнений, описывающую динамику сыпучей среды в скальператоре.

**Список литературы:** 1. Соу С. Гидродинамика многофазных систем / С. Соу. – М., 1971. – 536 с. 2. Голованов Ю.В. Обзор современного состояния механики быстрых движений гранулированных материалов. В кн. “Механика гранулированных сред: Теория быстрых движений” / Ю.В. Голованов, И.В. Ширко. – М.: Мир, 1985. – С.86-146. 3. Сэвидж С. Гравитационное течение несвязанных гранулированных материалов. В кн.: “Механика гранулированных сред: Теория быстрых движений / С. Сэвидж. – М.: Мир, 1985. – С.86-146. 4. Слеттери Дж. С. Теория переноса импульса, энергии и массы в сплошных средах / Дж. С. Слеттери. – М.: Энергия, 1978. – 448 с.

**УДК.621.923**

## **ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВНЕДРЕНИЯ ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ВОССТАНАВЛИВАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ РЕЗАНИЕМ**

**Тищенко Л.Н.,** докт. техн. наук, **Коломиец В.В.,** докт. техн. наук,

**Кобылка Т.А., Любичева К.М., Перевага И.С.**

*(ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков)*

**Фадеев В.А.,** докт. техн. наук *(ГП ХМЗ “ФЭД”)*

*The economic basis of implementation of the new energy – conservative technologies process is given*

При разработках технологических процессов обработки восстанавливаемых деталей резанием необходимо выбрать оборудование, которое обеспечит получение экономического эффекта на окончательных операциях. На таких операциях всегда требуется обеспечить высокую точность обработки и качество обработанной поверхности с достаточным физическим состоянием обработанного поверхностного слоя, от которого зависят эксплуатационные свойства деталей. Для деталей типа тел вращения при этом сравнивают финишную обработку шлифованием и окончательную обработку тонким точением инструментами из поликристаллических сверхтвёрдых материалов (ПСТМ) на основе нитрида бора. В расчете экономического эффекта от замены традиционной операции шлифования на точение инструментами с пластинами типа киборит, гексанит-Р или их модификаций необходимо учитывать только те характеристики,

которые относятся к расходу энергии при обработке. Это, прежде всего, стоимость оборудования, его амортизацию, ремонт и расход электроэнергии. При этом следует учитывать как прямые, так и дополнительные расходы, то есть проводить расчет по приведенным затратам. За основу методики экономического обоснования внедрения обработки наплавленных материалов резцами из ПСТМ на основе нитрида бора принимают “Методические указания по определению экономической эффективности использования сверхтвердых материалов” [1]. Экономический эффект, согласно этих указаний, определяется по основным и дополнительным технико-экономическим показателям, но полного расчета в этом конкретном случае, проводить не следует, так как некоторые статьи затрат не относятся к энергосбережению [2]. Годовой экономический эффект от внедрения нового технологического процесса восстановления деталей рассчитывается на основании затрат на данной операции на данном предприятии. Режимы обработки при этом принимаются оптимальными по результатам предварительных опытов и исследований [3]. Алгоритм экономического обоснования данного расчета может быть следующим:

1. Количество технологического оборудования занятого на операции:

$$Q_{об} = N_z / q_{час} \cdot K_{вн} \cdot F_{\partial} \cdot K_{вр},$$

где  $N_z$  – годовое число восстанавливаемых деталей, шт;  $q_{час}$  – часовая производительность единицы оборудования, шт/час;  $K_{вн}$  – коэффициент выполнения норм;  $F_{\partial}$  – действительный годовой фонд времени работы единицы оборудования, час;  $K_{вр}$  – коэффициент загрузки двигателей оборудования по времени.

2. Коэффициент занятости технологического оборудования:

$$\mu_{об} = T_{об} \cdot N_z \cdot t_{ум} / F_{\partial},$$

где  $T_{об}$  – время работы оборудования на операции, час;  $t_{ум}$  – норма штучного времени на операцию, час.

3. Затраты по амортизации оборудования:  $Z_a = B_{об} \cdot Q_{об} \cdot \mu_{об} \cdot A / 100$ , где  $B_{об}$  – балансовая стоимость единицы оборудования, грн.;  $A$  – норма годовых амортизационных отчислений, %.

4. Затраты на ремонт оборудования:  $Z_{рем} = 0,33 \cdot Z_a$ .

5. Затраты на электроэнергию:  $Z_э = [0,25(t_{ум} - t_m) + 0,7 t_m] \cdot N_y \cdot S_E / 60 \cdot 100$ , где  $t_m$  – машинное время на операцию, час;  $N_y$  – суммарная мощность электродвигателей на станке, кВт;  $S_E$  – себестоимость 1 кВт/часа электроэнергии, грн.

6. Общие затраты на операции:  $Z = Z_a + Z_{рем} + Z_э$ .

7. Годовой экономический эффект определяется с учетом затрат по вариантам капитальных вложений и нормативного коэффициента экономической эффективности:  $\mathcal{E} = [(Z_1 - Z_2) + E \cdot K]$ , где  $Z_1$  и  $Z_2$  – затраты по вариантам обработки детали, грн;  $E$  – нормативный коэффициент ( $E = 0,15$ );  $K$  – удельные капитальные вложения по вариантам, грн.

Балансовая стоимость шлифовального станка типа 3А151 по сравнению со стоимостью токарного станка типа 1К62 почти в 2 раза выше и суммарная мощность электродвигателей также в 2 раза больше. Проведенные опыты показывают, что затраты на амортизацию, ремонт оборудования и электроэнергию при выполнении операции на шлифовальных станках в 5...6 раз выше, чем на токарных. Таким образом, экономическими расчетами обоснована замена шлифоваль-

ных операций токарными. В результате такой замены достигается требуемая точность обработки и качество обработанной поверхности при формировании в обработанном поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений взамен растягивающих, которые всегда образуются в процессе шлифования.

**Список литературы:** 1. Методические указания по определению экономической эффективности использования сверхтвердых материалов / Б.И. Гинзбург, М.С. Зисман, Т.В. Триканова. – К.: УкрНИИТИ, 1979. – 48 с. 2. Захаренко И.П. Эффективность обработки инструмента сверхтвердыми материалами. – М.: Машиностроение, 1982. – 224 с. 3. Обработка резанием деталей с покрытиями. / С.А. Клименко, В.В. Коломиец, М.Л. Хейфец и др. Под общей редакцией С.А. Клименко. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.

**УДК 621.771.63**

### **ИССЛЕДОВАНИЯ УСЛОВИЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ПОТЕРИ УСТОЙЧИВОСТИ ПЛОСКОГО БОКОВОГО ЭЛЕМЕНТА ПРИ ФОРМОВКЕ ПРОФИЛЕЙ ВЫСОКОЙ ЖЁСТКОСТИ**

**Тришевский О.И.**, докт. техн. наук, проф. (ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков)

*Reasons of washboarding are set on flat lateral element of sheet profiles with transversal periodically repetitive gouffers, and also influence of geometrical parameters of profiles, sizes and mechanical properties of purveyance on the loss of his stability*

**Введение.** Одним из основных неустраняемых дефектов при производстве профилей с поперечными периодически повторяющимися гофрами жёсткости методами валковой формовки является волнистость на полках профилей вследствие потери устойчивости их плоских боковых элементов. В работе [1] на основании «теории жёстких концов», закона дополнительных напряжений и результатов исследований устойчивости пластинок установлены причины потери устойчивости полок при этом процессе – это критическое уменьшение длины плоских боковых элементов вследствие выравнивания коэффициентов вытяжки по сечению профиля. Однако, для правильного проектирования процесса формообразования новых листовых профилей с поперечными замкнутыми периодически повторяющимися гофрами помимо причин потери устойчивости не обходимо иметь конечное аналитическое решение этой задачи. Целью проведения настоящих исследований является определение, на основе аналитического решения задачи потери устойчивости, критических сочетаний механических свойств материала и геометрических размеров профиля, вызывающих волнообразование.

**Результаты исследования.** Как отмечалось выше, при изготовлении профилей высокой жесткости с периодически повторяющимися гофрами основным недостатком является пластическая потеря устойчивости плоских боковых элементов в неустановившемся режиме валковой формовки (рис. 1). Для установления причин потери устойчивости плоского бокового элемента рассмотрим участок полосы произвольной длины  $L + \Delta_1$  (рис. 2), на котором в неустановившемся режиме валковой формовки происходит формообразование гофра длиной  $L$ . Здесь мож-

но выделить элементы типа I (на плоском боковом элементе) и типа II (на участке формообразования гофра). Если бы эти элементы формовались в валках порознь, т.е. в таких условиях, когда деформация элементов одного типа не оказывала бы влияния на деформацию элементов другого типа и наоборот, то

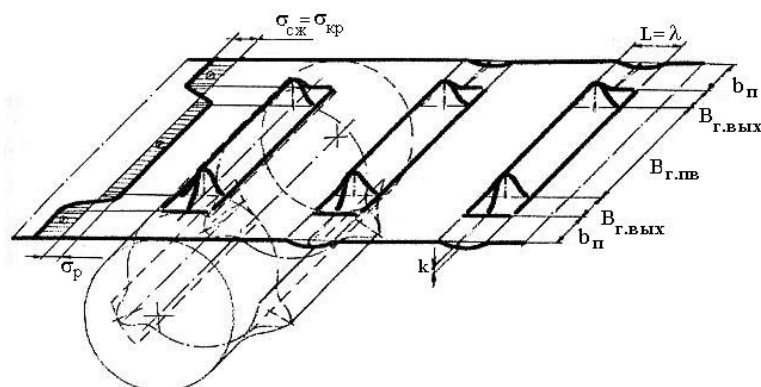


Рис. 1. Схема возникновения потери устойчивости плоского бокового элемента.

действительные коэффициенты вытяжки  $\mu_{oi}$  в направлении оси  $z$ , определяемые по известной зависимости

$$\mu_{oi} = l_i / L_i, \quad (1)$$

где  $L_i$  – длина элемента до пропуска;  $l_i$  – длина элемента после пропуска, для элементов типа I, имеющих начальную длину  $L + \Delta_1$ , были бы

$$\mu_{oi} = \frac{L + \Delta_1}{L + \Delta_1} = 1, \quad (2)$$

$L + \Delta_1 = l_i$  – длина элементов типа I в направлении оси  $z$  после пропуска, равная длине этих элементов до пропуска вследствие отсутствия формоизменения металла.

Для элементов типа II, также имеющих начальную длину  $L + \Delta_1$ , коэффициенты вытяжки были бы

$$\mu_{oi} = \frac{(L + \Delta_1)'_x}{L + \Delta_1}, \quad (3)$$

где  $(L + \Delta_1)'_x = l_{II}$  – длина элементов типа II в направлении оси  $z$  после пропуска, определяемая как проекция части образующей поперечного сечения гофра длиной  $L$  (рис. 3а).

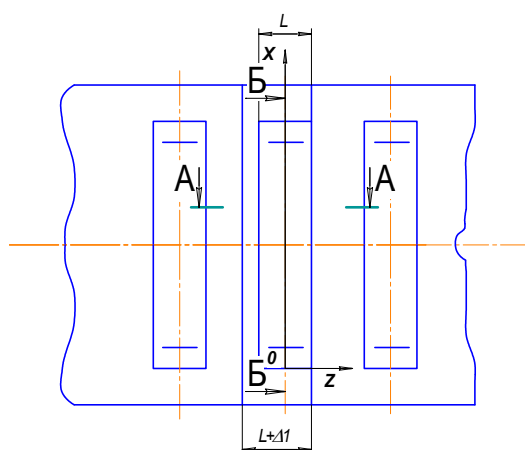


Рис. 2. Схема профиля с поперечными гофрами.

При этом действительные коэффициенты вытяжки  $\mu_{o2}$  элементов типа II в направлении оси  $z$  — всегда меньше единицы, так как длина дуги всегда больше ее проекции на ось.

Распределение действительных коэффициентов вытяжки по поперечному сечению профиля в соответствии с формулами (2) и (3) приведено на рис 3, б (кривая ABCDD'C'B'A'). Однако процессу формовки подвергается сплошное тело, в котором имеет место взаимное влияние отдельных элементов профиля друг на друга, обусловленное наличием внутрикристаллической связи

и «жестких концов». Действие этих факторов приводит к выравниванию действительных коэффициентов вытяжки по сечению, и полоса получает некоторый общий коэффициент вытяжки по сечению, равный  $\mu_{ср}$  [3; 6].

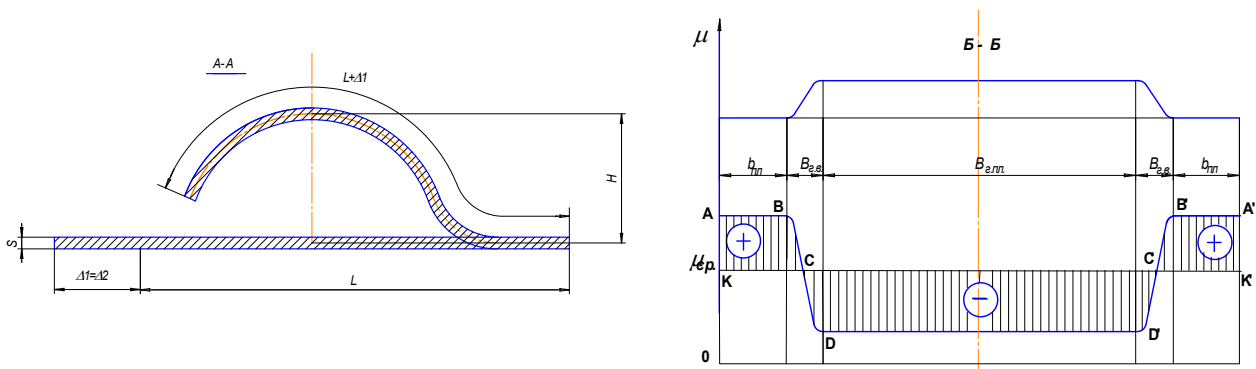


Рис. 3. Расчетная схема к определению коэффициентов вытяжки по ширине профиля (а) и график их изменения (б).

Это приводит к тому, что по закону дополнительных напряжений [2] на участках, где действительные коэффициенты вытяжки больше среднего по сечению, коэффициент вытяжки в направлении оси  $z$  падает до среднего по сечению, вызывая появление сжимающих дополнительных напряжений, а на участках, где действительные коэффициенты вытяжки меньше среднего по сечению, – растягивающих напряжений, при этом коэффициент вытяжки увеличивается до среднего по сечению. В соответствии с этим средний коэффициент вытяжки по поперечному сечению профиля в направлении оси  $z$  определим из условия дополнительной деформации элементов типа  $I$  вследствие выравнивания коэффициентов вытяжки:

$$\mu_{cp} = \frac{L + \Delta_1 - \Delta_2}{L + \Delta_1}, \quad (4)$$

где  $L + \Delta_1 - \Delta_2 = l_{cp}$  – конечная длина элементов типа  $I$  вследствие дополнительной деформации, причем  $\Delta_2$  – уменьшение длины элементов типа  $I$  вследствие выравнивания коэффициентов вытяжки по поперечному сечению профиля.

Учитывая, что для получения гофра необходимо, чтобы конечная длина всех элементов  $l_{cp}$  рассматриваемой части профиля после выравнивания коэффициентов вытяжки в направлении оси  $z$  по ширине профиля была равна длине гофра  $L$ , можно установить связь между ранее произвольно выбранной (для проведения анализа причин потери устойчивости плоских боковых элементов) величиной  $\Delta_1$  и величиной уменьшения длины элементов первого типа вследствие выравнивания коэффициентов вытяжки по поперечному сечению профиля:

$$L + \Delta_1 - \Delta_2 = L. \quad (5)$$

Отсюда

$$\Delta_1 = \Delta_2. \quad (6)$$

Из выражений (5) и (6) следует, что формообразование гофра в неустановившемся режиме валковой формовки происходит на части профиля  $L + \Delta_2$ .

Величина среднего коэффициента вытяжки по поперечному сечению профиля  $\mu_{cp}$  в соответствии с формулами (4) – (6) определяется прямой  $KK'$  (рис. 3,б). Согласно закону дополнительных напряжений на плоских боковых элементах профиля возникают сжимающие дополнительные напряжения, а на

участках гофра – растягивающие дополнительные напряжения, которые не могут быть отражены условиями на контуре и уравнениями равновесия.

Деформацию плоских боковых элементов, соответствующую дополнительным напряжениям, можно определить, как и при прокатке, по известной зависимости [5]

$$e_{\partial on1} = \ln \mu_{cp} / \mu_{д1} = L / (L + \Delta_2). \quad (7)$$

С учетом того, что для упрочняющегося металла связь между дополнительными напряжениями и деформациями определяется степенной функцией [3], величина дополнительных напряжений сжатия в рассматриваемом случае

$$\sigma_{\partial on1} = -K |e_{\partial on1}|^m = -K \left| \ln \frac{L}{L + \Delta_2} \right|^m, \quad (8)$$

где  $K$  и  $m$  – коэффициенты степенной функции, учитывающие упрочнение материала.

Из анализа выражения (8) следует, что при формообразовании гофра в неустановившемся режиме валковой формовки на плоском боковом элементе возникают распределенные равномерно дополнительные напряжения сжатия, которые при определенных сочетаниях механических свойств материала и геометрических размеров профиля могут вызвать пластическую потерю устойчивости, сопровождающуюся волнообразованием.

Для аналитического решения задачи определения условий пластической потери устойчивости плоского бокового элемента воспользуемся результатами исследований устойчивости пластинок [7].

Рассматривая плоский боковой элемент профиля как пластинку длиной  $L$  и шириной  $b$ , находящуюся под действием равномерно распределенной нагрузки, упруго заделанную на стороне, примыкающей к гофру, величину критических напряжений сжатия, при которых происходит пластическая потеря устойчивости, в соответствии с данными работы [7] определяем по выражению

$$\sigma_{кр} = \frac{\pi^2 E \sqrt{\tau}}{12(1-\nu)^2} \left( \frac{h}{b} \right)^2 k_{уст}, \quad (9)$$

где  $\nu = 0,5$  – коэффициент Пуассона для пластической деформации;  $k_{уст}$  – коэффициент устойчивости, учитывающий вид закрепления пластинки по контуру и зависящий от отношения  $L/b$  [7].

Если величина приведенного модуля истинной кривой упрочнения  $\tau$  для металла, упрочняющегося по степенному закону,

$$\tau = K_m / E e_{кр}^{1-m}, \quad (10)$$

то величина критической деформации

$$e_{кр} = \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{уст}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}, \quad (11)$$

а величина критических напряжений

$$\sigma_{кр} = K \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{уст}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}. \quad (12)$$

Условием потери устойчивости плоского бокового элемента будет достижение дополнительными напряжениями  $\sigma_{дон1}$  величины критических  $\sigma_{кр}$ :

$$\sigma_{дон1} = \sigma_{кр}. \quad (13)$$

Или же с учетом выражений (8) и (12):

$$\left| \ln \frac{L}{L + \Delta_2} \right| = \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{уст}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}. \quad (14)$$

Из формулы (14) следует, что критическое уменьшение длины плоских боковых элементов  $\Delta_2 = \Delta_{кр}$  вследствие выравнивания коэффициентов вытяжки в направлении оси  $z$  по поперечному сечению профиля, вызывающее потерю устойчивости, может быть определено как

$$\Delta_{кр} = L \left\langle \exp \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{уст}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}} - 1 \right\rangle. \quad (15)$$

Для установления связи между критическими параметрами плоского бокового элемента (15) и параметрами формовки профиля воспользуемся уравнением равновесия внутренних сил

$$\int_F \sigma_z dF = 0, \quad (16)$$

для чего определим величину продольных дополнительных деформаций растяжения на участке формообразования гофра, возникающих вследствие выравнивания коэффициентов вытяжки в направлении оси  $z$  по поперечному сечению профиля:

$$e_{дон2} = \ln \mu_{дон2} = \ln \frac{L_x}{L + \Delta_2}, \quad (17)$$

где  $L_x$  – конечная длина элементов типа  $II$  после выравнивания коэффициентов вытяжки в направлении оси  $z$ , равная длине образующей в сечении  $x$ .

Величина дополнительных напряжений растяжения, определяемая по формуле (17), для металла, упрочняющегося по степенному закону

$$\sigma_{дон2} = K \left| \ln \frac{L_x}{L + \Delta_2} \right|^m. \quad (18)$$

Из выражений (15) и (18) следует, что дополнительные напряжения на гофре, соответствующие моменту потери устойчивости плоского бокового элемента, определяются как

$$\sigma_{\text{дон2кр}} = K \ln \frac{L_x}{L \exp \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{\text{уст}}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}} \quad (19)$$

Для гофра, поверхность которого описывается синусоидальными кривыми

$$H_{x,z} = \frac{H}{4} \left( 1 + \cos \frac{2\pi z}{L} \right) \left( 1 - \cos \frac{\pi x}{B_{2\text{вых}}} \right) \quad \text{при } x \supset [B_{2\text{вых}}]; \quad (20)$$

$$H_{xz} = \frac{H}{2} \left( 1 + \cos \frac{2\pi z}{L} \right) \quad \text{при } x \in [B_{2\text{вых}}], \quad (21)$$

конечная длина элементов типа  $II$  после выравнивания коэффициентов вытяжки в направлении оси  $z$  по поперечному сечению профиля определяется по формулам

$$L_x = L \left[ 1 + \frac{\pi^2 H^2}{16L^2} \left( 1 - \cos \frac{\pi x}{B_{2\text{вых}}} \right) \right] \quad \text{при } x \supset [B_{2\text{вых}}]; \quad (22)$$

$$L_{\text{max}} = L \left( 1 + \frac{\pi^2 H^2}{4L^2} \right) \quad \text{при } x \in [B_{2\text{вых}}], \quad (23)$$

условие пластической потери устойчивости (16) после подстановки в него выражений (12), (18), (22), (23) будет иметь вид

$$2b \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{\pi^2(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{\text{уст}}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{m}{m+1}} + 2 \int_0^a \ln \frac{\exp \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{\text{уст}}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}}{1 + \frac{\pi^2 H^2}{16L^2} \left( 1 - \cos \frac{\pi x}{B_{2\text{вых}}} \right)^2} dx =$$

$$= B_{2\text{вых}} \ln \frac{1 + \frac{\pi^2 H^2}{4L^2}}{\exp \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{\text{уст}}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}} + \int_a^{B_{2\text{вых}}} \ln \frac{1 + \frac{\pi^2 H^2}{16L^2} \left( 1 - \cos \frac{\pi x}{B_{2\text{вых}}} \right)^2}{\exp \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{\text{уст}}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}}} dx \quad (24)$$

где  $a = \frac{B_{2\text{вых}}}{\pi} \arccos \left\{ 1 - \frac{4L}{\pi H} \sqrt{\exp \left\{ \left[ \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \right]^2 \left( \frac{h}{b} \right)^4 k_{\text{уст}}^2 \frac{mE}{K} \right\}^{\frac{1}{m+1}} - 1} \right\}$  – координата,

в которой дополнительные напряжения  $\sigma_{\text{дон2кр}}$  равны нулю.



Из анализа условия пластической потери устойчивости плоского бокового элемента в неустановившемся режиме валковой формовки следует, что с увеличением длины  $L$ , формуемого гофра, толщины  $h$  исходной заготовки, ширины  $b$  плоских боковых элементов, прочностных свойств металла, характеризуемых коэффициентами  $K$  и  $m$ , наличии отбортовок, увеличивающих значение коэффициента устойчивости  $K_{уст}$ , и с уменьшением глубины  $H$ , протяженности гофра постоянной высоты  $B_{2пл}$  и выхода гофра  $B_{2вых}$  склонность плоского бокового элемента к волнообразованию уменьшается.

**Выводы.** 1. Анализ напряжённо-деформированного состояния плоского бокового элемента профилей высокой жёсткости с поперечными периодически повторяющимися гофрами позволил установить, что в процессе формообразования на участке гофра возникают дополнительные напряжения растяжения, а на плоских боковых элементах – дополнительные напряжения сжатия, которые могут вызвать потерю устойчивости плоского бокового элемента.

2. Установленные причины образования волнистости использованы при аналитическом решении задачи потери устойчивости и определении критических сочетаний механических свойств материала и геометрических размеров профиля, вызывающих волнообразование.

**Список литературы.** 1. Тришевский О.И. О пластической потере устойчивости плоских боковых элементов гнутых профилей в процессе формообразования / О.И. Тришевский. – Сборник трудов 8-й Международной научно-методической конференция “Технічне забезпечення інноваційних технологій АПК” г. Харьков, 2010 г. 2. Губкин С.И. Теория обработки металлов давлением / С.И. Губкин. – М.: Металлургиздат, 1947. 3. Лысов М.И. Теория и расчет процессов изготовления деталей методами гибки / М.И. Лысов. – М.: Машиностроение, 1966. 4. Павлов И.М. Теория прокатки и основы пластической деформации металлов / И.М. Павлов. – М.–Л.: ГОНТИ, 1938. 5. Продольные напряжения в концах полосы при холодной прокатке с неравномерными вытяжками по ширине/ Е.Н. Скороходов, В.Н. Заверюха, П.П. Нижник, В.Н. Еременко. – Изв. вузов. Сер. Черная металлургия, 1976. – № 3. 6. Суворов И.К. Обработка металлов давлением / И.К. Суворов. – М.: Высшая школа, 1973. 7. Тимошенко С.П. Устойчивость упругих систем / С.П. Тимошенко. – М.–Л.: Гостехтеориздат, 1946.

УДК 629.113.011/012.004.67

## ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ С МИКРОЛЕГИРОВАНИЕМ НАПЛАВЛЕННОГО СЛОЯ

**Рыбалко И.Н.**, аспирант (*ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков*)

*The way of restoration and strengthening of parts made surfacing and analysis the results*

При длительной эксплуатации машин изнашивание деталей сопровождается снижением эксплуатационных показателей, что в частности вызывает ухудшение качества выполняемых работ. Изнашивание рабочих поверхностей деталей нередко требует их полной замены. Это повышает себестоимость производства из-за больших амортизационных отчислений. В ряде случаев изготовление деталей целиком из износостойкой легированной стали нерационально в связи с трудностью обработки и высокой ее стоимостью. Поэтому для ре-

шения задач повышения эксплуатационных показателей и увеличения срока службы деталей машин используют различные способы поверхностного упрочнения, в частности наплавку, широко применяемую в производстве разнообразных изделий – от крупногабаритных, таких как валки прокатных станков (металлургия), сосуды высокого давления, до мелких деталей типа седел и клапанов двигателей внутреннего сгорания. Небольшие хозяйства и ремонтные мастерские не имеют стандартно выпускаемого оборудования, нет средств для его приобретения. Так же ограничен набор наплавочных материалов для реновации, вышедших из эксплуатации деталей сельскохозяйственной техники.

Легирование – один из наиболее эффективных способов повышения пределов прочности и выносливости, износостойкости и других эксплуатационных свойств покрытий, нанесенных наплавкой. Все многочисленные способы легирования, согласно классификации [1, 2], разделяют на четыре способа.

Способ (I) – применяют легированную электродную проволоку или ленту с обычным флюсом.

Способ (II) – используют присадку легирующих материалов через проволоку или вместе с проволокой и обычным флюсом. К этому методу могут быть отнесены и порошковые проволоки и ленты.

Способ (III) – применяют обычную проволоку или ленту и легирующий флюс.

Способ (IV) – наносят легирующие добавки на поверхность изделия. Наплавку производят обычными электродами и флюсом до полного расплавления легирующих добавок. К этому способу могут быть отнесены: укладка на поверхность легированного прутка, присадочного материала, насыпка легирующего порошка, нанесение легирующих паст и др.

Цель: разработка оборудования для реновации деталей и анализ качества рекомендуемой технологии.

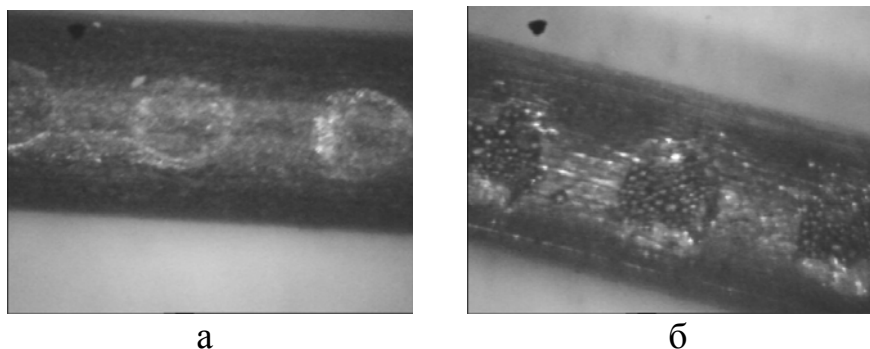


Рис. 1. Рельеф деформированной проволоки, x200:  
а – без легированного порошка; б – с легированным порошком.

В ХНТУСХ разработан способ восстановления и упрочнения деталей механизированной наплавкой [3]. Предложенный способ восстановления защищен патентом Украины [4]. Исследована проволока и характер формирования насечек на поверхности для удержания порошка (рис. 1). При малом усилии на поверхности проволоки насечки имеют небольшой диаметр, но при увеличении усилии прижатия форма насечек изменяется. При максимальном усилии прижимной ролик образует прямоугольные насечки и пережимает проволоку, так

что при прохождении через калибрующее отверстие мундштука происходит заклинивание. Для эксперимента были выбраны средние значения глубины насечки 0,15мм. При этом диаметр насечки составил 0,4мм. На основе этого рассчитан заданный процент легирования (2%). Геометрические размеры насечек, а именно зависимость их диаметра и глубины от силы прижатия роликов к проволоке приведены в табл. 1.

Таблица 1

Зависимость диаметра и глубины насечек от силы прижатия роликов к проволоке

Сила прижатия роликов, кН	Диаметр насечек, мм	Глубина насечек, мм
0,15	0,322	0,12
0,30	0,354	0,132
0,45	0,387	0,145
0,60	0,516	0,193
0,75	0,548	0,205
0,90	0,742	0,278

На основе исследований параметров механизированной наплавки определены оптимальные параметры: Сила тока  $I_{св.}=160A$ ; напряжение  $U=20В$ ; скорость подачи проволоки  $V_{пр.}=3,01$  м/мин; частота вращения детали 3 об/мин; смещение с зенита 2 мм; вылет электрода 12 мм.

Изготовлен экспериментальный образец наплавочной головки, а в дальнейшем и наплавочная головка для ремонтных мастерских (рис. 2).

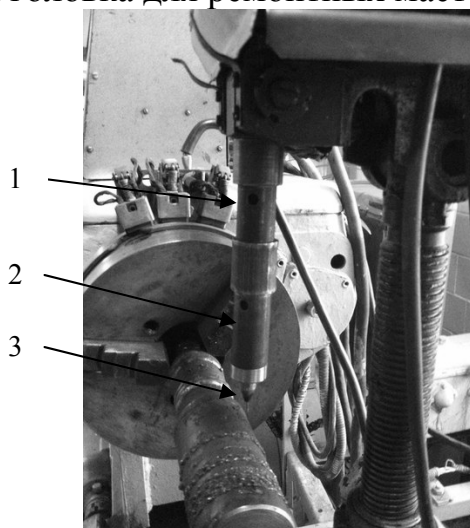


Рис. 2. Наплавочная головка для ремонтных мастерских: 1 - бункер для клеевого вещества; 2 – бункер для порошка; 3 - токоподводящий мундштук.

При проведении исследований, согласно разработанного метода, восстановление рабочей поверхности проводили проволокой Нп-30ХГСА. Одни образцы наплавляли только этой проволокой, а другие - с добавлением порошка на никелевой основе ПГ-10Н-01. Проведен макроанализ шлифов. Образцы, наплавленные только проволокой содержат поры, в отличие от образцов с введением порошка в наплавленный слой. Зона термического влияния представляет собой сильно травящуюся (зона 1) и слабо травящуюся зоны (зона 2). Зона 1 имеет более высокий уровень напряжений и характеризуется ликвацией компонентов с наплавленного слоя.

Одним из важных параметров процесса наплавки является глубина проплавления основного металла. Чем меньше глубина проплавления, тем меньше доля основного металла в наплавленном. На глубине проплавления располагается переходная зона от основного металла к наплавленному. Эта зона считается наиболее опасной, с точки зрения разрушения металла. Металл переходной зоны охрупчен из-за большой скорости охлаждения наплавленного слоя. Он имеет повышенную склонность к образованию холодных трещин по причине

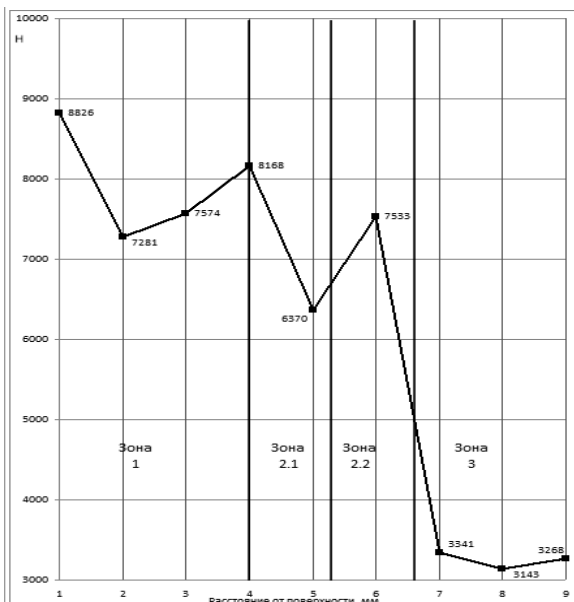


Рис. 3. Изменение твердости по Виккерсу от поверхности при наплавке проволокой Нп-30ХГСА с добавкой порошка ПГ-10Н-01: 1 – зона наплавки; 2 – зона термического влияния; 2.1 – зона легирования, 2.2 – зона термического воздействия; 3 – основной металл.

большой неоднородности химического состава металла и соответственно существенную разницу в коэффициентах линейного расширения. Отсюда следует, что чем больше глубина проплавления, тем больше зона ослабленного участка и тем ниже прочность восстановленной детали.

Соотношение размеров наплавленного слоя и зоны термического влияния 1 и 2 в варианте наплавленном только проволокой составляет 4,57 мм и 4,286 мм соответственно, а в варианте наплавленном проволокой с введением порошка 4 мм и 2,57 мм соответственно. Размер зоны термического влияния зависит от температуры плавления и объема наплавляемого металла. Исходя из этого, можно сделать вывод, что введение порошка снижает температуру плавления и, соответственно, зону термического влияния.

Проведен микрорентгеноспектральный анализ образца наплавленного новым способом. Из полученных данных наблюдается равномерное распределение Cr, Ni, Mn, S в наплавленном слое. Также присутствует ликвация компонентов в ЗТВ 1. В ЗТВ 2 процент содержания химических элементов уменьшается и практически равен исходному материалу. При помощи твердомера Digital Micro Hardness Tester MHV-2000S была измерена твердость образцов. Наплавка проволокой не оказывает существенного влияния на повышение твердость наплавленной поверхности. Она изменяется на 400 Н по сравнению с твердостью основного металла. При наплавке проволокой с введением порошка твердость повышается в 2,6 раза по отношению к основному металлу и в 2,2 раза по сравнению с наплавкой без легирующей присадки (рис. 3, 4). Прочность сцепления покрытия с основным материалом оценивали, не по общепринятой методике, а использовали предложенную в работах А.П. Гуляева и Н.Т. Гудцова. Сущность данных методик заключается в том, что при нанесении отпечатка алмазным индентором (прибор стационарный твердомер по Микро-Виккерс, модель UIT-NVmicro1) в область

переходной зоны при недостаточном уровне прочности сцепления за счет напряжений происходит расклинивание от концов отпечатка. При этом возникает трещина, по величине которой можно оценить предельную прочность сцепления ( $\sigma$ ). При этом для расчетов:

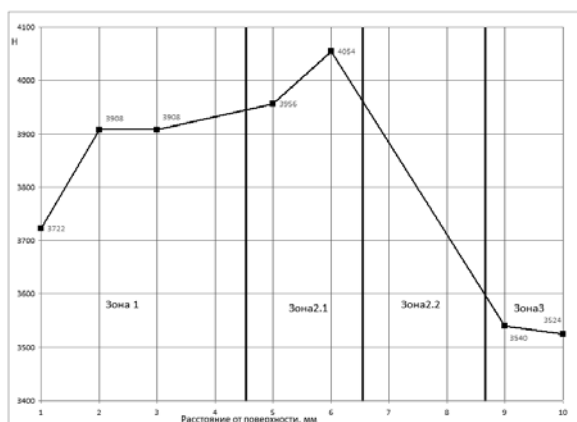


Рис. 4. Изменение твердости по Виккерсу от поверхности при наплавке проволокой Нп-30ХГСА:  
 1 – зона наплавки;  
 2 – зона термического влияния:  
 2.1 – зона повышенной твердости;  
 2.2 – зона более низкой твердости;  
 3 – основной металл.

$$\sigma = H \left( \frac{d}{l} \right)^2, \quad (1)$$

где  $H$  - уровень микротвердости;  $d$  – длина диагонали отпечатка, мм;  $l$  – длина раскрытия трещины, мм.

В случае, когда разрушение слоя (отслаивание нанесенного покрытия от основы) не наступает, то прочность сцепления будет не менее, чем:

$$\sigma = 2 \frac{P}{d^2}. \quad (2)$$

Оценку уровня прочности производили при нагрузке на индентор  $P=50$ . При этом длина диагонали отпечатка составляла соответственно 44 и 56 мкм.

Оценив прочность сцепления по вышеприведенной зависимости, получили, что при нанесении покрытия проволокой

Нп-30ХГСА она обеспечивается на уровне  $\geq 320$  МПа ( $32 \text{ кг/мм}^2$ ), а при нанесении покрытия проволокой Нп-30ХГСА с порошком ПГ-10Н-01 - на уровне  $\geq 520$  МПа ( $52 \text{ кг/мм}^2$ ). Микроструктуру наплавленных слоев сопоставительно исследовали после травления 4%-ным раствором азотной кислоты в этиловом спирте (рис. 5). В случае наплавки проволокой с легированным порошком формируется игольчатая мартенситная структура, а при наплавке проволокой без добавки порошка – феррито-перлитная (игольчатый феррит). Верхний бейнит состоит из смеси игольчатого феррита и аустенита. Ведущей фазой кристаллизации является игольчатый феррит. В первом случае структура характеризуется и существенно более мелким зерном.

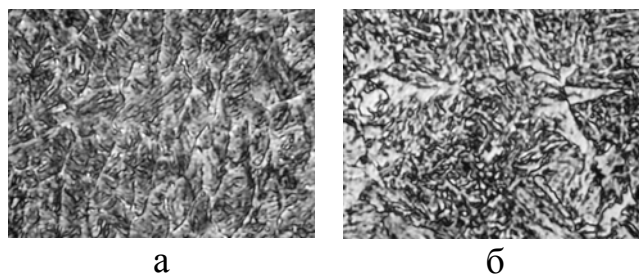


Рис. 5. Структура поверхности наплавленного слоя металла: а – проволокой Нп-30ХГСА с добавкой порошка ПГ-10Н-01; б – проволокой Нп-30ХГСА;  $\times 130$ .

Судя по уровню изменения твердости, зона термического влияния незначительно изменяется. В обоих случаях по показаниям значений она близка к наплавленному слою. В результате проведенных исследований:

1. Разработано мало затратное оборудование и технология легирования при восстановлении деталей наплавкой. Сконструирована наплавочная головка для реновации деталей путем восстановления изношенного слоя.

2. Установлены технологическая возможность упрочнения рабочего слоя введением легирующих компонентов, оптимальные параметры обработки: глубина насечки 0,15мм, диаметр насечки 0,4мм. Определены оптимальные параметры наплавки и процент ввода легированного порошка, который составил до 2%.

3. Введение порошка снижает температуру плавления и, соответственно, зону термического влияния, твердость повышается в 2,6 раза по отношению к твердости основного металла и в 2,2 раза по отношению к наплавленному металлу проволокой без дополнительного легирования проволокой Нп-30ХГСА с порошком ПГ-10Н-01 - на уровне  $\geq 520$ МПа ( $52 \text{ кг/мм}^2$ ).

4. Произведена оценка прочности сцепления покрытия с основным материалом, при нанесении покрытия проволокой Нп-30ХГСА она обеспечивается на уровне  $\geq 320$ МПа ( $32 \text{ кг/мм}^2$ ), а при нанесении покрытия проволокой Нп-30ХГСА с порошком ПГ-10Н-01 - на уровне  $\geq 520$ МПа ( $52 \text{ кг/мм}^2$ ).

**Список литературы:** 1. Технология ремонта машин / Е.А. Пучин, В.С. Новиков, Н.А. Очковский и др.; Под ред. Е.А. Пучина. – М.: КолосС, 2007. – 488 с.: ил. 2. Фрумин И.И. Легирование наплавленного металла при износостойкой наплавке / Фрумин И.И. – К.: Изд-во АН УССР, 1957. – 63 с. 3. Новое оборудование, технология и качество экономно легированных покрытий / Скобло Т.С., Тихонов А.В., Рыбалко И.Н. // Промышленность Fokus Plus 04/04 2012. – Харьков, 2012. – С 36-38. 4. Патент №48353 Україна, МПК (2009) В24В39/00 Спосіб відновлення та зміцнення деталей / Т.С. Скобло, І.М. Рибалко, О.В. Тихонов та інші. – Бюл. № 5, 2010 р.

**УДК 39.33-08**

## **ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ВОССТАНОВЛЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЫ ХРОМИРОВАНИЕМ С ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ АКТИВАЦИЕЙ ПОВЕРХНОСТИ**

**Плугатарёв А.В., Грудина Д.В. (ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков)**

*The developed method of the technology recovery plunger pump with the use of chrome brush treatment whereby the activation of the surface of the base metal. Studies have shown that the activation of the surface of the base metal brush treatment, and after plating chromium-based on the work surface plug with subsequent machining are fully restored geometry worn plunger*

Создание первых производственных установок по хромированию относится к концу 20-х годов предыдущего столетия. За истекший период времени хромовые покрытия, по сравнению с другими гальваническими покрытиями, получили наиболее широкое распространение. Такое положение объясняется ценными свойствами хрома, позволяющими сочетать в покрытии красивый внешний вид и

коррозионную стойкость с высокой твердостью и износостойкостью [1-4]. Важной областью хромирования являются защитно-декоративные покрытия. Наряду с этим хромовые покрытия получили широкое распространение в машиностроении для увеличения износостойкости новых деталей машин и инструмента, а также для восстановления изношенных деталей. Последнее приобрело особенно большое значение при ремонте топливной аппаратуры и двигателей внутреннего сгорания в связи с созданием технологии пористого хромирования. Однако применение электролитического хромирования для восстановления изношенных деталей машин ограничивается глубиной износа. В случаях, когда величина износа достигает 0,7 – 1,0 мм хромирование становится нерациональным, так как при большой толщине слоя покрытия продолжительность процесса осаждения велика, а осажденный металл имеет склонность к скалыванию. В этих случаях может быть применено железнение. Твердость и износостойкость электролитического железа значительно ниже, чем хрома. Поэтому железненные детали подвергаются дополнительно хромированию или цементации. Рассматривая общие сведения по процессу хромирования необходимо отметить. Хром – элемент 6-й группы периодической системы элементов Д.И. Менделеева. Его атомный номер 24, атомная масса 51,99. До хрома ни один элемент периодической системы не выделяется электролизом из водных ресурсов. Физические свойства хрома следующие: температура плавления 1890 – 1900 °С; плотность (при 20 °С) 6,9 - 7,2 г/см<sup>3</sup>; температурный коэффициент линейного расширения (при 20 °С) 6,6 – 10,6 К-1; удельная теплоемкость 0,46 – 103 кДж/(кг·°С).

Соединения шестивалентного хрома являются сильными окислителями. Все хромовые кислоты относятся к сильным; по мере усложнения их состава степень их диссоциации в разбавленных растворах возрастает. Оксид Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> обладает атмосферными свойствами. Соединения Cr<sub>2</sub><sup>++</sup>, обладающие основными свойствами, неустойчивы. Электрически осажденный хром обладает рядом ценных свойств: высокой твердостью, износоустойчивостью, термостойкостью и химической устойчивостью. Хром обладает большой стойкостью против воздействия многих кислот и щелочей: он нерастворим в растворах азотной и серной кислот, в соляной и горячей серной кислотах легко растворяется, на воздухе и под действием окислителей пассивируется – на его поверхности образуется тонкая окисная пленка. Хром положительный потенциал не обеспечивает при наличии в покрытии пор электрохимической защиты от коррозии стальных деталей.

Хорошо полированная поверхность хрома имеет высокие декоративные качества, которые отличаются стабильностью во времени: хром не тускнеет даже после нагрева до 670 – 720 К. Сернистые соединения на хром не действуют. Хромовые покрытия применяют в следующих случаях:

1. Для защитно-декоративных целей. Хромовое покрытие с подслоем меди и никеля хорошо защищает сталь от коррозии, придавая изделиям красивый внешний вид. Защитно-декоративному хромированию подвергают детали автомобилей, велосипедов, приборов и т.п.

2. Для увеличения отражательной способности. Отражательная способность хромового покрытия уступает лишь отражательной способности серебра и алюминия, однако вследствие более высокой стойкости против окисления от-

ражательная способность хрома более стабильная, поэтому широко используется в производстве зеркал, отражателей, прожекторов.

3. Для увеличения износостойкости. Хромирование с этой целью используется в инструментальном производстве при отделке мерильных инструментов, фильер для волочения металлов и т.п. Большой эффект дает хромирование штампов и матриц при изготовлении различных изделий из резины, пластмасс, кожи, стекла. В этом случае хромовое покрытие не только обеспечивает износостойкость, но также исключает налипание прессуемых материалов к поверхности матриц. Хромовое покрытие значительно снижает смачиваемость стенок форм расплавленным стеклом или металлом.

Значительное повышение износостойкости с применением хромирования с предварительной активацией поверхности щеточной обработкой восстанавливаемой детали, достигается хорошей сцепляемостью с основным металлом трущихся поверхностей в прецизионных сопряжениях деталей топливной аппаратуры, а также стенок цилиндров и поршневых колец двигателей внутреннего сгорания, это обеспечивается при применении процессов пористого хромирования. Анализ видов электролитов показал следующее. Сульфатные электролиты – содержат концентрацию хромового ангидрида в пределах (от 100 до 500г/л). Это электролиты с добавкой серной кислоты. Для получения покрытия хорошего качества необходимо, чтобы отношение концентраций  $\text{CrO}_3:\text{H}_2\text{SO}_4$  в электролите поддерживалось постоянным на уровне около 100. Значительное понижение концентрации серной кислоты в электролите вызывает отложение серых недоброкачественных осадков хрома, повышение ее концентрации - отложение мелкозернистых блестящих осадков. Увеличение концентрации хромового ангидрида повышает электропроводность раствора. Изменение концентрации серной кислоты в указанных пределах практически не оказывает влияния на электропроводность раствора. Рассеивающая способность заметно возрастает в электролитах с пониженной концентрацией хромового ангидрида, и это особенно проявляется при хромировании в электролитах деталей с развитым рельефом. Осаждение на катоде серых матовых хромированных покрытий происходит при низких температурах электролиза ( $35^\circ\text{C}$  и ниже) и любой плотности тока. Покрытия, полученные при этих режимах электролиза в сульфатных ваннах, отличаются высокой хрупкостью и слабым сцеплением.

Блестящие хромированные покрытия получают при средних температурах электролита  $45\text{--}65^\circ\text{C}$  в широком диапазоне плотностей тока. Осаждение блестящего хрома возможно и при более высоких температурах электролита из мало-концентрированных растворов при высоких плотностях тока. Блестящий хром имеет наиболее высокую твердость, хорошее сцепление с основным металлом и относительно небольшую хрупкость. Осадки молочного хрома получают при высоких температурах электролита (выше  $65^\circ\text{C}$ ) и при плотностях тока  $25\text{--}30\text{ А/дм}^2$ . Покрытия молочным хромом по сравнению с другими имеют невысокую твердость, значительную пластичность, меньшую пористость и благодаря этому более высокую защитную способность). Выбор концентрации электролита осуществляется в соответствии с характером покрытия и конфигурацией деталей. Концентрированные электролиты содержат  $350\text{--}450\text{г/л}$  хромо-



вого ангидрида. Они обладают сравнительно низким выходом по току и плохой рассеивающей способностью. Вместе с тем концентрированные электролиты отличаются относительно хорошей кроющей способностью, что позволяет применять их при декоративном хромировании деталей сложной конфигурации. Благодаря низкому омическому сопротивлению, можно устанавливать значительные расстояния (180–200 мм) между электродами при ограниченном напряжении источника тока, а пониженные плотности тока позволяют покрывать одновременно большие катодные площади. Электролиты с низкой концентрацией хромовой кислоты (мало-концентрированные) – содержат 100–150 г/л хромового ангидрида. Режим хромирования: 50–120 А/дм<sup>2</sup> и 55–60 °С. Противокоррозионное плотное покрытие получается при температуре электролита 65–70 °С и плотности тока 25–30 А/дм<sup>2</sup>; скорость наращивания хрома при этом составляет 13–15 мкм/ч. Хромовые покрытия, полученные из мало-концентрированных электролитов, обладают высокой твердостью и износостойкостью. В мало-концентрированных электролитах меньше разрушается изоляция на деталях и подвесных приспособлениях. Эти электролиты применяются для повышения износостойкости трущихся деталей и инструментов, восстановления изношенных или забракованных по размерам деталей, а также для защитного и защитно-декоративного хромирования. Недостатком мало-концентрированных электролитов считается необходимость в более частой корректировке электролита добавлением хромового ангидрида.

Важным в процессе хромирования является определение метода повышения равномерности наносимого покрытия. Основным в достижении равномерности покрытия является борьба с краевым эффектом, т. е. с концентрацией тока на краях и выступах детали. Причина краевого эффекта в том, что к выступам и краям хромируемой поверхности ток идет не только по кратчайшему пути, но и дополнительно через весь объем электролита. Чем больше межэлектродное расстояние, тем большая часть тока отвлекается в объем электролита и тем больше неравномерность покрытия из-за краевого эффекта. Краевой эффект на катоде, занимающем все поперечное сечение электролита, отсутствует, если стенки и дно ванны не проводят электрический ток. Для устранения или уменьшения краевого эффекта на хромируемой поверхности применяются два основных способа: увеличение сопротивления рассеиванию тока в объеме электролита вплоть до полной электрической изоляции рабочего электролита в межэлектродном пространстве от остального электролита в ванне, и отвлечение избыточного тока от краев хромируемой поверхности. Эти задачи решаются рациональным расположением хромируемых деталей и анодов в ванне, применением защитных катодов и защитных экранов.

Анализ условия хромирования, выявил следующее. Процесс износостойкого хромирования по сравнению с защитно-декоративным обладает некоторыми особенностями: 1) Напряжение на клеммах ванны более (5,5 В), является результатом применения менее концентрированных электролитов. 2) Плотности тока, применяемые при хромировании, являются повышенными. 3) Толщина слоя хрома несоизмеримо больше требуемой, что является причиной значительной продолжительности процесса, достигающей в отдельных случаях 24

час. 4) Режим электролиза следует поддерживать в строго установленных пределах. Отклонения от установленной величины плотности тока и температуры электролита в процессе электролиза могут вызвать дополнительные напряжения в слое осажденного хрома. 5) Хромированию подвергаются обычно стальные и чугунные детали машин без покрытия промежуточным слоем какого-либо другого металла. Режимы хромирования, обеспечивающие получение блестящих (более твердых) и молочных (сравнительно мягких и эластичных) осадков, выбираются в зависимости от назначения деталей, условий их службы и требований, предъявляемых к покрытию. Если рассмотреть детали прецизионных размеров которые работают в тяжелых условиях (к таким можно отнести пару плунжер-втулка) при давлении порядка 1600...2500 кгс/см. на топливе низкого качества. Для получения более качественного, износостойкого покрытия рекомендуется применение хромирование с предварительной активацией поверхности щеточной обработкой восстанавливаемой детали, что влечет за собой хорошую сцепляемость с основным металлом.

Ниже приведены основные режимы хромирования для получения осадков того или другого типа:

а) при осаждении блестящего хрома:

температура электролита .....	54 – 56 °С
катодная плотность тока Дк.....	30 – 50 а/дм <sup>2</sup>
температура электролита.....	66 – 68 °С
катодная плотность тока Дк.....	80 – 100 а/дм <sup>2</sup>

б) при осаждении молочного хрома:

температура электролита .....	68 – 72 °С
катодная плотность тока Дк.....	25 – 30 а/дм <sup>2</sup>

в) при осаждении молочно-блестящего (дымчатого) хрома:

температура электролита .....	60 – 65 °С
катодная плотность тока Дк.....	30 – 35 а/дм <sup>2</sup>

При выборе режима хромирования следует считаться с рельефностью детали и форму применяемого анода, определяющими степень неравномерности распределения тока между ближними и дальними участками детали. При хромировании может оказаться, что отдельные участки поверхности детали не покрываются хромом. Для предупреждения этого рекомендуются следующие меры. При покрытии хромом деталей, имеющих некоторый рельеф, или при одновременном покрытии однотипных деталей, смонтированных на нескольких подвесках, хромирование следует начинать с толчка тока. При этом плотность тока должна быть, примерно, в 1,5 раза больше заданной. Продолжительность толчка тока составляет 2–3 мин, затем плотность тока постепенно, в течение нескольких минут, снижают до установленной величины. Если по техническим причинам невозможно создание толчка тока, то хромирование следует начинать хотя бы при установленной величине плотности тока. Совершенно не допускается начинать электролиз с небольшой плотности тока, а затем повышать ее до требуемой величины. Известно размерное хромирование. Оно состоит в том, что детали покрываются слоем хрома точно до заданного размера и направляются в производство без последующей механической обработки. Размерное

хромирование обеспечивает экономию хромового ангидрида и затраты на механическую обработку детали. При размерном хромировании требуется осадить слой хрома совершенно одинаковой толщины и точно сохранить первоначальную форму детали. Например, при хромировании цилиндрических деталей не допускается получение конусности или овальности. Для размерного хромирования требуется применение фигурных анодов, специальных подвесных приспособлений, позволяющих жестко монтировать детали и аноды, а также изолирующих экранов. Монтаж должен выполняться таким образом, чтобы в процессе электролиза концентрация силовых линий тока была одинаковой на всей поверхности хромируемой детали. Значение величины выхода по току и его плотности при хромировании позволяет точно определить время, необходимое для осаждения требуемой толщины формируемого слоя хрома. Для получения качественного слоя хрома строго определенной толщины необходимо, чтобы поверхность покрытия была качественно подготовленной, а электролит имел заданный состав. Если к покрываемой детали предъявляются высокие требования в смысле чистоты поверхности и границ допуска на изготовление, то размерное хромирование пригодно только при сравнительно малых толщинах слоя хрома. Примером могут служить гладкие калибры, хромируемые на толщину слоя 10-30 мкм. Сравнительно толстые покрытия возможно наносить при размерном хромировании деталей с более широкой границей допусков, например, цилиндров двигателей внутреннего сгорания. Для этих деталей допускается некоторая конусность и эллипсность, величины которых практически лежат около 0,01 мм. Важно определить расположение деталей и анодов в ванне. При одинаковом межэлектродном расстоянии на всех участках хромируемой поверхности соотношение между током, протекающим по кратчайшему расстоянию между катодом и анодом (создающим равномерное покрытие), и током, распро-

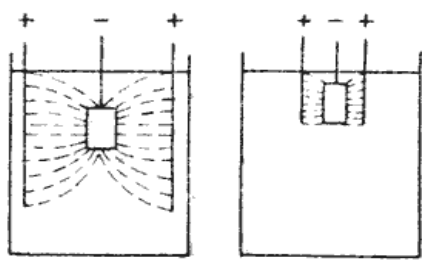


Рис.1. Распределение тока при различном расположении детали при обработке.

страняющимся во всем объеме электролита (создающим краевой эффект), зависит как от межэлектродного расстояния, так и от положения детали относительно анода и уровня электролита. Положение детали в ванне важно при хромировании наружных поверхностей (рис. 1) и не влияет на хромирование внутренних цилиндрических поверхностей, если оно производится в правильно сконструированном анодно-катодном приспособлении.

Расположение детали глубоко в ванне при еще более глубоко находящемся нижнем крае анода создает наиболее неравномерное распределение тока на детали, так как большая часть тока проходит через объем электролита над деталью и под ней. Можно существенно улучшить распределение тока, если верхний край детали расположить непосредственно под уровнем электролита (устраняется отвлечение тока через верхний объем электролита), а нижний край анода, поднять выше нижнего края детали (увеличится сопротивление току, отвлекаемому в нижний объем электролита). При хромировании поверхностей простой формы для достижения наиболее равно-

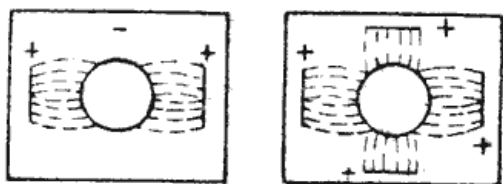


Рис.2. Схема расположений анодов при обработке деталей.

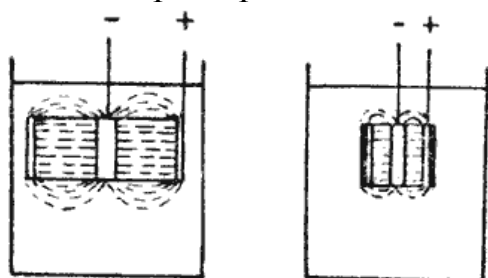


Рис. 3. Схема хромирования деталей с различным рельефом.

мерного покрытия следует анод расположить параллельно хромируемой поверхности при минимальном межэлектродном расстоянии (рис. 1б). Упрощенным вариантом этого, требования является расположение плоских анодов со всех сторон хромируемой цилиндрической детали (рис. 2б).

Влияние межэлектродного расстояния проявляется особенно сильно при его изменениях в пределах величин, соизмеримых с размерами электродов, и имеет значение для характерных при износостойком хромировании деталей с простым рельефом цилиндрических и плоских (рис. 3). Для деталей с развитым рельефом, характерным для защитно-декоративного покрытия, с увеличением межэлектродного расстояния улучшается распределение покрытия по рельефной поверхности в соответствии с кроющей способностью электролита.

Возможность практически полного исключения концентрации тока даже на остриях путем расположения их непосредственно под уровнем электролита иллюстрируется на схеме (рис. 4). На рис.5 представлены некоторые характерные схемы монтажа при хромировании внутренней и наружной поверхностей деталей. Для равномерного осаждения хрома на внутренних гранях и в углах детали анод должен иметь оттянутые углы (а). При хромировании наружной поверхности для предупреждения образования грубых "пригорелых" осадков хрома на углах детали аноду следует придать форму хромируемой детали (б), а напротив ее углов установить непроводящие ток экраны.

Возможность практически полного исключения концентрации тока даже на остриях путем расположения их непосредственно под уровнем электролита иллюстрируется на схеме (рис. 4). На рис.5 представлены некоторые характерные схемы монтажа при хромировании внутренней и наружной поверхностей деталей. Для равномерного осаждения хрома на внутренних гранях и в углах детали анод должен иметь оттянутые углы (а). При хромировании наружной поверхности для предупреждения образования грубых "пригорелых" осадков хрома на углах детали аноду следует придать форму хромируемой детали (б), а напротив ее углов установить непроводящие ток экраны.

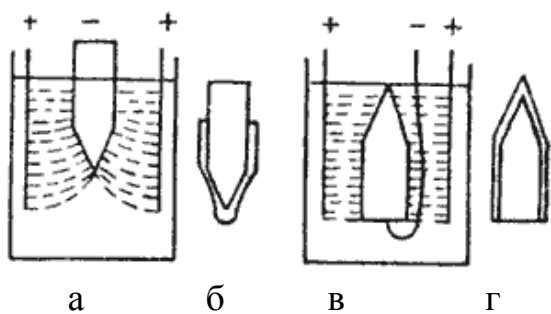


Рис. 4. Схема обработки деталей с острыми краями (рис.4 а,в) и соответствующее качество покрытий (рис. 4б,г).

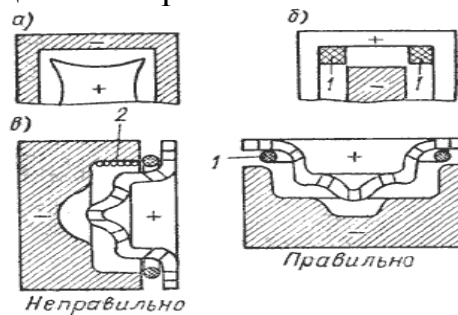


Рис.5. Схема монтажа при хромировании различных поверхностей: 1 – экран; 2 – газовые пузырьки.

Износостойкое хромирование получило три основных направления:

1) повышение износостойкости новых деталей машин и инструмента, подвергающихся механическому износу в процессе работы; 2) восстановление размеров изношенных деталей и 3) исправление деталей, размеры которых оказались заниженными при механической обработке. Толщина хрома при износо-

стойком покрытии хромом в большинстве случаев составляет 0,03–0,3 мм, а в отдельных случаях ее увеличивают до 1,0 мм. Как правило, слой охлажденного хрома должен иметь одинаковую толщину по всей поверхности покрытия. Для достижения положительного эффекта в результате хромирования необходимы следующие условия. Металл детали, являющийся основой для слоя хрома, должен иметь достаточно высокую твердость. Это особенно касается деталей, работающих при высоких удельных нагрузках при сосредоточенном их действии на отдельных участках поверхности покрытия. При выборе технологического процесса хромирования необходимо учитывать условия эксплуатации деталей. Если смазка трущихся поверхностей затруднена, а удельные нагрузки достаточно высоки, то следует применять покрытие пористым хромом. Во всех прочих случаях прибегают к осаждению плотных хромовых покрытий. Наиболее часто износостойкому хромированию подвергаются стальные и чугунные детали машин. Химический состав металла покрываемой детали редко служит препятствием к хорошему сцеплению. Однако следует иметь в виду, что стали с высоким содержанием вольфрама и кобальта, а также высокоуглеродистые и высококремнистые чугуны не эффективно покрывать хромом. Также трудно получить хорошее сцепление при хромировании деталей, поверхностный слой которых испытывает значительные внутренние напряжения, например, в результате неправильно проведенной предварительной термической обработки.

Защитно-декоративные покрытия используют:

По никелевому подслою .....	0,5 – 1,5
Для деталей из меди и ее сплавов.....	6,0 – 9,0
Для повышения износостойкости пресс форм, штампов и т.п. ....	9 – 60
Для восстановления изношенных размеров (рис.6).....	до 500

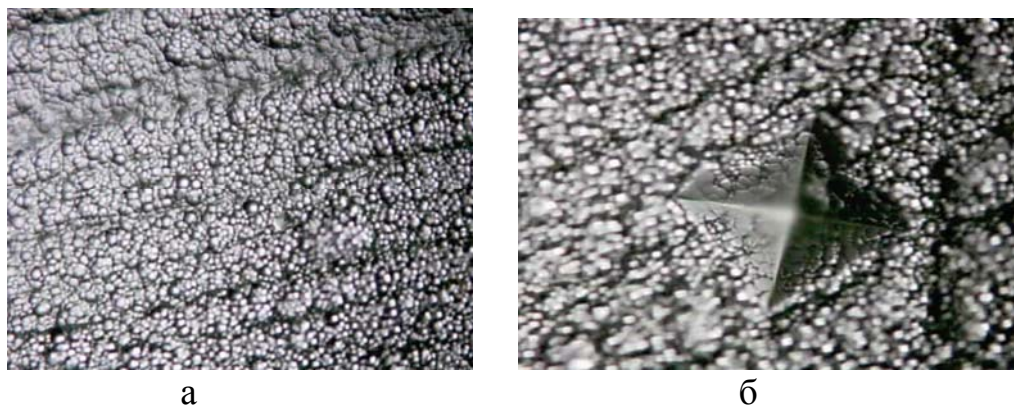


Рис. 6. Микроструктура хромированного покрытия с предварительной активацией поверхности щеточной обработкой, а×500, б×1000.

Анализом электролитического хромового покрытия показано, что при обработке по оптимальным параметрам (состав электролита: хромового ангидрида 200г/л дис. воды,  $H_2SO_4$  – 2,5мл/л дис. воды, температура электролита  $t=55^{\circ}C$ ) обеспечивается формирование плотной мелкозернистой структуры, которая при деформации подвергается фрагментации с формированием полос и уплотнением зернистой структуры. Это хорошо видно под деформацией алмаз-

ным индикатором ПМТ – 3 (рис. 6б). Можно предположить, что в процессе эксплуатации фрагментация будет более интенсивной.

В результате проведенного анализа и исследований предложена технология восстановления плунжерных пар ТНВД хромированием с применением щеточной обработки за счет чего происходит активация поверхности основного металла. Проведенные исследования также показали, что активация поверхности основного металла щеточной обработкой, а после нанесение гальванического покрытия на основе хрома на рабочую поверхность плунжера с последующей механической обработкой позволяет обеспечивать восстановление геометрической формы изношенного плунжера. Оценена структура восстановленной поверхности при использовании оптимальных параметров и схемы процесса хромирования. Выявлены особенности формируемой структуры покрытия.

Стендовые испытания ТНВД с серийными и восстановленными плунжерными парами показали, что цикловая подача серийных плунжерных пар по окончании испытаний снизилась на 38 %, в то время как восстановленных с применением щеточной обработки - на 18 %, что в 2,1 раза меньше.

**Список литературы:** 1. Богорад Л.Я. Хромирование / Л.Я. Богорад. – Л., 1984. – 150 с. 2. Лайнер В.И. Защитные покрытия металлов / В.И. Лайнер. – М., 1974. – 147 с. 3. Рябой А.Я. Повышение ресурса авиационных деталей из высокопрочных сталей / А.Я. Рябой, Л.Д. Брондз. – М., 1978. – 164 с. 4. Салли А. Хром / Салли А., Брэндз Э. – М., 1971. – 208 с.

**УДК 631.3.004.67**

## **ПОИСК НАПРАВЛЕНИЙ ИННОВАЦИОННОГО РАЗВИТИЯ РЕМОНТНЫХ УЧАСТКОВ В ТЕХНИЧЕСКОМ СЕРВИСЕ АПК**

**Омельченко Л.В.** (ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков)

*In the conditions of market economics companies of technical service in agriculture are formed and work as opened systems under external factors. Organization must be trying to make internal structure of repairing places which could provide adaptation of each company to external factor*

**Введение.** Интересы эффективного функционирования сельскохозяйственного производства требуют, чтобы инфраструктура технического сервиса, призванная поддерживать техническое состояние средств механизации труда в постоянной технической готовности, работала слажено и эффективно. К сожалению, опыт последних лет ярко продемонстрировал, не способность ранее существовавшей «Сельхозтехники» адаптироваться к работе в рыночных условиях. Большинство ее предприятий изменило вид деятельности или прекратило свою работу. Реорганизация ремонтно-обслуживающих участков должна основываться на анализе факторов влияющих на эффективность их работы и поиска направлений инновационного развития. Проблемы повышения эффективности системы технического сервиса АПК нашли свое отражение в ряде работ, авторами которых рассмотрены вопросы:

- оптимизации оснащенности ремонтных участков и размещения объектов ремонтно-обслуживающей базы [1];
- научного обоснования нормативных показателей надежности сельхозтехники для инженерного менеджмента в техническом сервисе [2];
- нормирования труда в ремонтном производстве АПК [3];
- разработки концепции по защите прав потребителей промышленной продукции производственно-технического назначения для сельхозпроизводителей [4];
- повышения эффективности управления предприятиями технического сервиса в условиях рыночной экономики [5].

В этих трудах представлен целый ряд факторы оказывающих влияние на работу ремонтных участков. Для успешной адаптации предприятий к современным условиям необходимо определить наиболее значимые из них.

**Постановка задачи.** Производственные участки системы технического сервиса всех уровней находятся в непрерывном развитии, в ходе которого возникают новые элементы, модернизируются существующие, отмирают устаревшие. Повышение эффективности структуры ремонтных участков в значительной степени зависит от правильности вложения финансовых средств в их модернизацию, ориентируясь на конечную цель – получение прибыли. Выбор направлений инновационного развития, является основополагающим фактором выживания в условиях конкурентной борьбы и экономической нестабильности рыночной экономики.

**Решение задачи.** Для определения направлений инновационного развития важно знать не только качественную, но и количественную характеристику всего спектра факторов. Влияние управляемых факторов (рис. 1) на основе проведенных исследований [5, 6], а также экспертных оценок руководителей и главных специалистов 87 хозяйств Харьковской, Полтавской и Сумской областей с достаточной степенью достоверности может быть спрогнозировано и учтено.

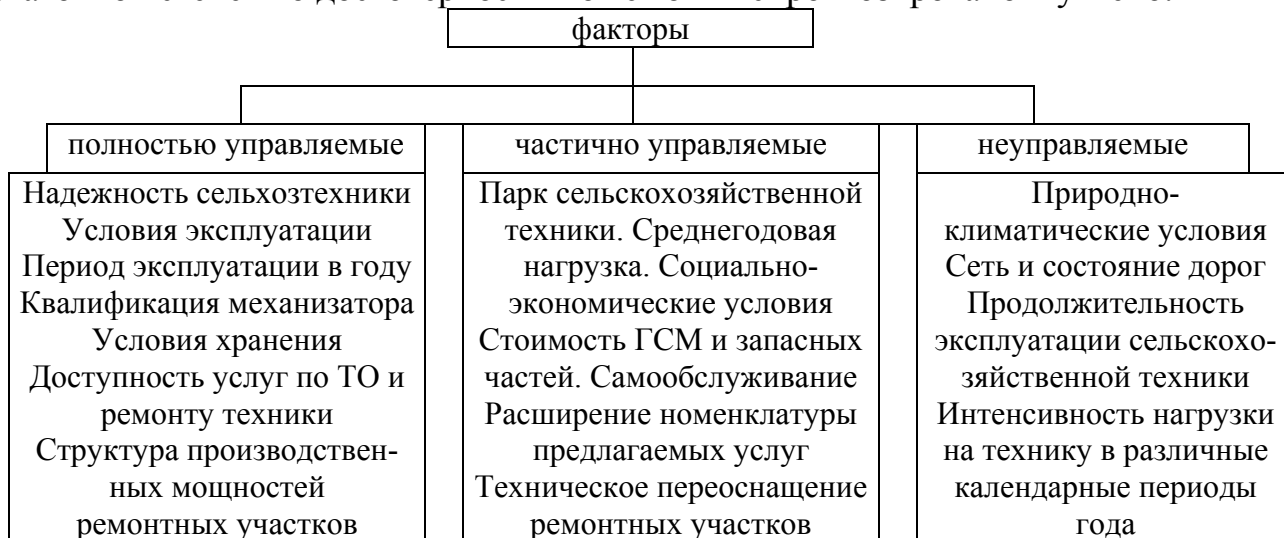


Рис. 1. Управляемость факторов влияющих на эффективность работы ремонтных участков.

В качестве примера рассмотрим процесс определение основных направлений повышения эффективности системы, позволяющих эволюционно перевести предприятия технического сервиса из текущего состояния в желаемое. При

этом следует учесть, что ликвидацию диспропорции между спросом на услуги ремонтных участков и предложением в различные календарные периоды года необходимо выполнить с целью повышения рентабельности производства. В этих условиях существенное значение имеет выбор наиболее важных факторов и определение степени их влияния на конечный результат. Для решения поставленной задачи используем метод Парето-Лоренца [7], сущность которого состоит в следующем: в процессе анализа эффективности работы ремонтных участков (производственная программа, качество услуг, себестоимость ремонтных работ в различные периоды календарного года) оценивается вклад каждого фактора на основной показатель (рис. 2).

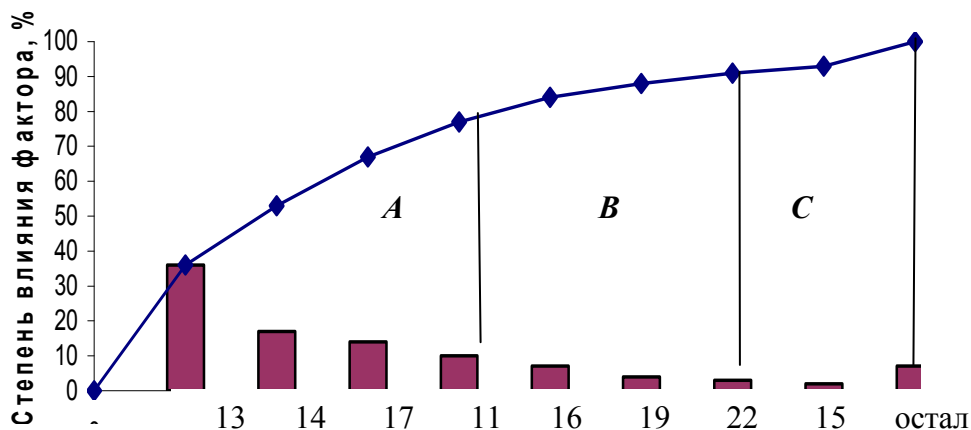


Рис. 2. Степень влияния факторов на конечный результат.

На графике строится кривая кумулятивной суммы (кривая Лоренца), по величине которой определяются приоритетные направления вложения финансовых средств, призванных существенно повысить эффективность предприятий технического сервиса. С использованием диаграммы Парето-Лоренца выполнен анализ с выделением зон А, В, С, соответствующих факторам обеспечения суммарного воздействия – 77%, 91%, 100%. Зона А охватывает факторы, оказывающие наибольшее влияние на показатели эффективности работы участка, они являются первоочередными для исследований и учета. Факторы зоны С оказывают наименьшее воздействие на работу предприятий технического сервиса, а зона В является промежуточной. Представленный график наглядно демонстрирует значимость факторов влияющих на эффективность работы ремонтных участков: производственная мощность (36%), применение высокотехнологического диагностического оборудования (17%), сертификации предоставляемых услуг (14%).

**Заключение.** Проведенный анализ факторов показал, что первоочередным направлением инновационного развития ремонтных участков предприятий технического сервиса, является реорганизация, позволяющая сбалансировать их пропускную способность с колебаниями спроса на ремонтные услуги.

**Список литературы:** 1. Тишанинов Н.П. Оптимизация оснащенности и размещения объектов ремонтно-обслуживающей базы / Н.П. Тишанинов, О.А. Клейменов. – МЭСХ, 1996. – №7 – С. 21-25. 2. Демко С.А. Обгрунтування нормативних даних для інженерного менеджменту технічним сервісом на прикладі комбайнів Дон-1500 / С.А. Демко. – Техніка АПК, 2001. – №5–6. – С. 20-21. 3. Вітвіцький В. Стан та напрями нормування праці в системі технічного сервісу агро-



промислового комплексу / В. Вітвіцький, М. Лосина. – Техніка АПК, №2, 2003. – С. 16-17. 4. Шпак В. Сільськогосподарському товаровиробнику – кваліфікований технічний сервіс / В. Шпак. – Техніка АПК, №3-4, 2002. – С. 18-19. 5. Омельченко Л.В. Оптимизация управленческих решений в работе технического сервиса АПК / Л.В. Омельченко. – Вісник ХНТУСГ «Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні». Випуск 47, 2006. – С. 330-335. 6. Коваленко С.Н., Прогнозирование объемов ремонтного фонда дизельной аппаратуры / С.Н. Коваленко, С.В. Коваленко, Л.В. Омельченко // Вестник ХПИ, 2002. – № 6. – С. 127-132. 7. Бондарь Н.П. Эффективность управления фирмой: современная теория и практика / Н.П. Бондарь, О.В. Васюкин, А.А. Голубев, В.И. Подлесных В.И. – Санкт-Петербург: Издательство. Дом «Бизнес-пресса», 1996. – 416 с.

УДК 539.3:534.1

## РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ В СТЕРЖНЕ С СОСРЕДОТОЧЕННОЙ МАССОЙ ПРИ ПРОДОЛЬНОМ УДАРЕ

Ольшанский В.П., докт. физ.-мат. наук, проф.,

Ольшанский С.В., канд. физ.-мат. наук (ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков)

*Set out two options for calculating the stresses in the rod in the longitudinal mechanical impact, taking into account wave processes. The effect on the dynamic stress state of a rod fixed to its rigid body over which the moving body blow*

**Введение и анализ публикаций.** Задача о продольном ударе тела по торцу стержня относится к классическим [1]. Ее первое решение в рядах построил Навье (1823 г.), а позже Сен-Венан (1883 г.) методом Буссинеска нашел решение в форме кусочно-непрерывной функции [2], где количество слагаемых связано с количеством пробегов упругой волны растяжения-сжатия по длине стержня. Но, несмотря на существование этих результатов, в литературе по сопротивлению материалов [3, 4, 5, 6, 7] традиционно излагают элементарный энергетический способ расчета стержня на удар, без учета волновых процессов. Такие расчеты на удар В.И. Феодосьев [7] называет условными. Оценивая погрешности вычисления напряжений элементарными способами Н.А. Кильчевский [2, стр. 176] отмечает, что «нельзя утверждать, что элементарные приемы позволяют с достаточной точностью определить напряжения». Анализируя погрешности расчета напряжений в балках при поперечном ударе по коэффициенту динамичности для прогибов, А.П. Филлипов [8, стр. 699] пишет, что расчет напряжений в балках по коэффициенту динамичности для прогибов “вести нельзя”. Поэтому, в дополнение к энергетическим методам, желательно иметь достаточно простые способы вычисления напряжений в стержне при ударе с учетом волновых процессов, обусловленных распределением массы стержня по его длине. О двух таких способах идет речь в данной работе. Целью работы является вывод и апробация расчётами формул для вычисления динамических напряжений растяжения-сжатия в стержне с закреплённым на его краю телом, по которому производится механический удар.

**Основное содержание работы.** Исходим из расчетной схемы, показанной на рис. 1. Край стержня  $x=0$  зашпелен, а на втором краю  $x=l$  жестко закреплено абсолютно твердое тело массой  $M_*$ , по которому со скоростью  $v$  производится удар падающего тела массой  $M$ . Механический импульс  $Mv$

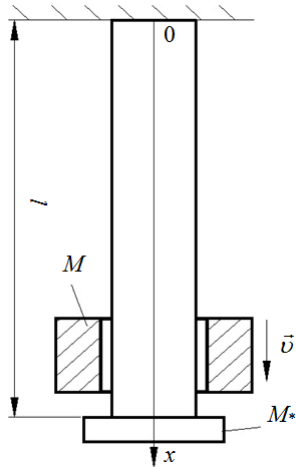


Рис. 1. Стержень с сосредоточенной массой, подвергнутой удару.

мгновенно передается ударяемому телу и некоторое время тела с массами  $M$  и  $M_*$  движутся совместно с одинаковой скоростью. Такая постановка задачи исходит от Навье и Сен-Венана, которые решили ее для случая, когда  $M_* = 0$ . Согласно элементарным теориям расчета на удар, из равенства кинетической и потенциальной энергии следует, что коэффициент динамичности перемещений стержня на краю  $x = l$  определяется выражением:

$$K_g = 1 + \sqrt{\frac{v^2 \chi}{g(\chi_* + K_0)u_{CT}} + 1}. \quad (1)$$

$$\text{В нем } \chi = \frac{M}{M_0}; \quad \alpha = \frac{M_*}{M_0}; \quad \chi_* = \chi + \alpha; \quad u_{CT} = \frac{Mgl}{EF} -$$

статическое перемещение края стержня под действием веса ударяющего тела;  $M_0 = \rho Fl$  – масса

стержня длиной  $l$ ;  $E, \rho$  – модуль упругости и плотность материала стержня;  $F$  – площадь его поперечного сечения;  $g$  – ускорение свободного падения;  $K_0$  – коэффициент приведения массы стержня к краю  $x = l$ . Обычно в расчетах на колебания и удар полагают  $K_0 = 1/3$ .

При  $M_* = 0$  или  $\chi_* = \chi$ , формула (1) совпадает с рекомендуемыми в [3, 4, 5, 6]. Если по элементарной энергетической теории определять максимальные динамические напряжения в стержне  $\sigma_g$ , без учета веса стержня и веса  $M_*g$ , то

$$\sigma_g = K_g \sigma_{CT}, \quad (2)$$

где  $\sigma_{CT} = MgF^{-1}$ .

Чтобы установить погрешности формулы (2), построим более точное решение задачи удара с учетом волновых процессов. Исходим из уравнения растяжения-сжатия стержня, записанное в пространстве изображений по Карсону

$$\frac{d^2 \bar{u}}{dx^2} - \frac{p^2}{c^2} \bar{u} = 0. \quad (3)$$

Здесь  $\bar{u} = \bar{u}(x, p)$  – изображение продольного перемещения;  $c = \sqrt{E/\rho}$  – скорость упругой волны;  $p$  – параметр интегрального преобразования.

Решив уравнение (3) для принятых граничных условий, получаем:

$$\bar{u}(x, p) = \frac{M(g + vp)G(x, p)}{1 + (M + M_*)p^2 G(l, p)}; \quad (4)$$

$$G(x, p) = \frac{l^2}{M_0 c^2 \zeta} \frac{sh(\zeta x l^{-1})}{ch(\zeta)}, \quad \zeta = \frac{pl}{c}. \quad (5)$$

Выражение, аналогичное (4), есть в [1], но там  $M_* = 0$ , а в числителе отброшено слагаемое  $Mg$ . Изображение напряжений  $\bar{\sigma}$  получаем дифференциро-

ванием (4). Находим  $\bar{\sigma}(x, p) = \frac{MEl}{M_0c^2} \frac{g + \nu p}{1 + (M + M_*)p^2G(l, p)} \frac{ch(\zeta xl^{-1})}{ch\zeta}$ . Интерес представляет вычисление напряжений в сечениях  $x = 0$  и  $x = l$ , где

$$\begin{bmatrix} \bar{\sigma}(0, p) \\ \bar{\sigma}(l, p) \end{bmatrix} = \frac{\chi \rho l (g + \nu p)}{1 + \chi_* \zeta th \zeta} \begin{bmatrix} ch^{-1}(\zeta) \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (6)$$

Согласно элементарной энергетической теории максимумы напряжений в этих сечениях одинаковы. Переход от (6) в пространство оригиналов выполним двумя способами, которые приводят к разным расчетным формулам.

1. Первый способ базируется на второй теореме разложения. Согласно этой теореме изменение напряжений во времени  $t$  описывается рядами:

$$\begin{bmatrix} \sigma(0, t) \\ \sigma(l, t) \end{bmatrix} = \sigma_{CT} + \chi \rho l \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(g + \nu p_k) e^{p_k t}}{\left. \frac{d}{d\zeta} (\zeta + \chi_* \zeta^2 th \zeta) \right|_{\zeta=\zeta_k}} \begin{bmatrix} ch^{-1} \zeta_k \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Здесь  $p_k = \frac{c}{l} \zeta_k$ ;  $\zeta_k$  – корни уравнения:

$$1 + \chi_* \zeta th \zeta = 0. \quad (8)$$

Корни уравнения (8) чисто мнимые. Поэтому введя обозначения  $z_k = i \zeta_k$ ,  $i = \sqrt{-1}$ , вместо (8), будем решать уравнение с вещественными корнями:

$$tg z = \frac{1}{\chi_* z}. \quad (9)$$

Вычислив производную в (7) по  $\zeta$ , с учетом (8), находим

$$\left. \frac{d}{d\zeta} (\zeta + \chi_* \zeta^2 th \zeta) \right|_{\zeta=\zeta_k} = -1 - \frac{1}{\chi_*} + \chi_* \zeta_k^2. \quad (10)$$

Учитывая (10), из (7) определим напряжения в выбранных сечениях

$$\begin{bmatrix} \sigma(0, t) \\ \sigma(l, t) \end{bmatrix} = \sigma_{CT} - 2\chi \rho l \sum_{k=1}^{\infty} \frac{g \cos(z_k t) - \nu \frac{c}{l} z_k \sin(z_k t)}{1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* z_k^2} \begin{bmatrix} \cos^{-1} z_k \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (11)$$

При этом  $t_1 = \frac{ct}{l}$  – безразмерный параметр времени;  $z_k$  – положительные корни трансцендентного уравнения (9). Они определяются по формулам:

$$z_k = (k-1)\pi + \varepsilon_k; \quad \varepsilon_k^{(n+1)} = \arctg \frac{1}{\chi_* [(k-1)\pi + \varepsilon_k^{(n)}]}, \quad \text{где } k - \text{ номер корня;}$$

$n = 0, 1, 2, \dots$  – номер итерации. Начальным приближением можно брать  $\varepsilon_k^{(0)} = 1$  или  $\varepsilon_k^{(0)} = 1/\chi_*$ , когда  $\chi_* > 1$ . При больших  $\chi_*$  сходимость итераций замедляется. Поэтому при  $\chi_*$  слагаемое  $\varepsilon_k$  определяется по приближённой формуле

$$\varepsilon_k = \left( \frac{\chi_*^2 (k-1)^2 \pi^2}{4(\chi_* + 1/3)^2} + \frac{1}{\chi_* + 1/3} \right)^{1/2} - \frac{\chi_* (k-1) \pi}{2(\chi_* + 1/3)}.$$

Исследование показывает, что с ростом  $k$  корни  $z_k \rightarrow (k-1)\pi$ . Такое поведение корней позволяет ускорить сходимость рядов (11), выделением разрывной составляющей решения. Поскольку [9]:

$$\begin{aligned}
 S_1(t_1) &= \sum_{k=2}^{\infty} \frac{(k-1)\pi \sin((k-1)\pi t_1)}{\chi_* (k-1)^2 \pi^2 + 1 + \frac{1}{\chi_*}} = \frac{1}{2\chi_*} \frac{sh b_*(1-t_1)}{sh b_*}, (0 < t_1 < 2); \\
 S_2(t_1) &= \sum_{k=2}^{\infty} \frac{(-1)^{k-1} (k-1)\pi \sin((k-1)\pi t_1)}{\chi_* (k-1)^2 \pi^2 + 1 + \frac{1}{\chi_*}} = -\frac{1}{2\chi_*} \frac{sh(b_* t_1)}{sh b_*}, (-1 < t_1 < 1); \\
 T_1(t_1) &= \sum_{l=2}^{\infty} \frac{\cos((k-1)\pi t_1)}{\chi_* (k-1)^2 \pi^2 + 1 + \frac{1}{\chi_*}} = \frac{1}{2\chi_* b_*} \left[ \frac{ch b_*(1-t_1)}{sh b_*} - \frac{1}{b_*} \right], (0 \leq t_1 \leq 2); \\
 T_2(t_1) &= \sum_{l=2}^{\infty} \frac{(-1)^{k-1} \cos((k-1)\pi t_1)}{\chi_* (k-1)^2 \pi^2 + 1 + \frac{1}{\chi_*}} = \frac{1}{2\chi_* b_*} \left[ -\frac{1}{b_*} + \frac{ch(b_* t_1)}{sh b_*} \right], (-1 \leq t_1 \leq 1), \quad b_* = \frac{\sqrt{1+\chi_*}}{\chi_*}, \text{ то}
 \end{aligned} \tag{12}$$

$$\begin{aligned}
 \sigma(l, t) &= \sigma_{CT} - 2\chi \rho l \left[ \frac{g \cos(z_1 t_1) - \nu \frac{c}{l} z_1 \sin(z_1 t_1)}{1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* z_1^2} + g(T_1 + \Delta T_1) - \nu \frac{c}{l} (S_1 + \Delta S_1) \right]; \\
 \sigma(0, t) &= \sigma_{CT} - 2\chi \rho l \left[ \frac{g \cos(z_1 t_1) - \nu \frac{c}{l} z_1 \sin(z_1 t_1)}{\left(1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* z_1^2\right) \cos z_1} + g(T_2 + \Delta T_2) - \nu \frac{c}{l} (S_2 + \Delta S_2) \right].
 \end{aligned} \tag{13}$$

При этом

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} \Delta T_1 \\ \Delta T_2 \end{bmatrix} &= \sum_{k=2}^{\infty} \left\{ \frac{g \cos(z_k t_1)}{1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* z_k^2} \begin{bmatrix} 1 \\ \cos^{-1} z_k \end{bmatrix} - \frac{\cos((k-1)\pi t_1)}{1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* (k-1)^2 \pi^2} \begin{bmatrix} 1 \\ (-1)^{k-1} \end{bmatrix} \right\}; \\
 \begin{bmatrix} \Delta S_1 \\ \Delta S_2 \end{bmatrix} &= \sum_{k=2}^{\infty} \left\{ \frac{z_k \sin(z_k t_1)}{1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* z_k^2} \begin{bmatrix} 1 \\ \cos^{-1} z_k \end{bmatrix} - \frac{(k-1)\pi \sin((k-1)\pi t_1)}{1 + \frac{1}{\chi_*} + \chi_* (k-1)^2 \pi^2} \begin{bmatrix} 1 \\ (-1)^{k-1} \end{bmatrix} \right\}.
 \end{aligned}$$

Ряды для  $\Delta T_1, \Delta T_2, \Delta S_1, \Delta S_2$  – сходятся быстрее, чем ряды в (11). Функции  $S_1(t_1), S_2(t_1), T_1(t_1), T_2(t_1)$  являются периодическими. Их период равен 2. Поэтому выражения (12) позволяют находить значения этих функций при любых  $t_1$ . Отметим, что  $T_1(t_1)$  и  $T_2(t_1)$  являются непрерывными, а  $S_1(t_1)$  и  $S_2(t_1)$  имеют разрывы первого рода. Функция  $S_1(t_1)$  имеет разрывы при  $t_1 = 0, 2, 4, \dots$ , а  $S_2(t_1)$  – при  $t_1 = 1, 3, 5, \dots$ . Высота скачка в точке разрыва равна  $1/\chi_*$ . Она уменьшается с увеличением  $\chi_*$ . Поэтому, чем больше сосредоточенная масса  $M_*$ , тем меньше разрывы напряжений. Разрывы также уменьшаются с уменьшением массы ударяющего тела  $M$ .

2. Второй способ обращения изображений (6) базируется на разложении их в ряды по степеням  $e^{-\zeta}$ . Он предложен А.И. Лурье [1]. Запишем  $\bar{\sigma}(0, p)$  в виде

$$\bar{\sigma}(0, p) = \frac{\chi \rho l \left( g + v \frac{c}{l} \zeta \right)}{ch\zeta + \chi_* \zeta sh\zeta} = \frac{2\chi \rho l \left( g + v \frac{c}{l} \zeta \right)}{\chi_* \zeta + a} e^{-\zeta} \left[ 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \left( \frac{\zeta - a}{\zeta + a} \right)^n e^{-2n\zeta} \right], \quad a = \frac{1}{\chi_*}.$$

Для перехода к оригиналу используем теорему запаздывания оригинала, теорему смещения изображения и биномиальное разложение

$$\left( \frac{\zeta - a}{\zeta + a} \right)^n = \left( 1 - \frac{2a}{\zeta + a} \right)^n = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{n!}{(n-m)!m!} \left( \frac{-2a}{\zeta + a} \right)^m.$$

Выполнив почленное обращение, получаем:

$$\sigma(0, t) = \frac{2\chi \rho l}{\chi_*} \left[ v \frac{c}{l} F_1(a, t_1) + g \Phi_1(a, t_1) \right]; \quad (14)$$

$$F_1(a, t_1) = e^{-a(t_1-1)} H(t_1-1) + \sum_{n=1}^{\infty} L_n[2a(t_1-2n-1)] e^{-a(t_1-2n-1)} H(t_1-2n-1);$$

$\Phi_1(a, t_1) = \int_0^{t_1} F_1(a, t_1) dt_1$ ;  $H(t_1-2n-1)$  – функция Хевисайда, равная нулю для отрицательного аргумента и единице – для остальных значений аргумента;

$$L_n(y) – \text{известные многочлены Лагерра [9]: } L_n(y) = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{n!(-1)^m}{(n-m)!(m!)^2} y^m.$$

Отметим, что до прихода упругой волны к краю  $x=0$  аргумент  $t_1-1 < 0$ . Поэтому  $F_1(a, t_1) = \Phi_1(a, t_1) = 0$ , т.е. напряжений нет в сечении  $x=0$ . Функцию  $\Phi_1(a, t_1)$  можно также выразить через экспоненту и многочлены. Поскольку [9]

$$\int L_n(y) e^{\alpha y} dy = \frac{e^{\alpha y}}{\alpha} \sum_{K=0}^n \frac{(-1)^K}{\alpha^K} \frac{d^K}{dy^K} L_n(y);$$

$$\frac{d^K}{dy^K} L_n(y) = L_{nK}(y) = \sum_{m=K}^n (-1)^m \frac{n!}{(n-m)!m!(m-k)!} y^{m-K},$$

тогда

$$a\Phi_1(a, t_1) = \left[ 1 - e^{-a(t_1-1)} \right] H(t_1-1) + \sum_{n=1}^{\infty} \left[ e^{-a(t_1-2n-1)} \times \right.$$

$$\left. \times \sum_{K=0}^n 2^K \cdot L_{nK}(2a(t_1-2n-1)) - \sum_{K=0}^n 2^K \cdot L_{nK}(0) \right] H(t_1-2n-1),$$

причем  $L_{nK}(0) = (-1)^K \frac{n!}{(n-K)!K!}$ . Поэтому  $\sum_{K=0}^n 2^K \cdot L_{nK}(0) = (1-2)^n = (-1)^n$ .

Выпишем развернутые выражения  $F_1(a, t_1)$  и  $\Phi_1(a, t_1)$  для промежутка времени  $9 \leq t_1 < 11$ :

$$F_1(a, t_1) = e^{-a(t_1-1)} H(t_1-1) + e^{-a(t_1-3)} \left[ 1 - 2a(t_1-3) \right] H(t_1-3) + e^{-a(t_1-5)} \times$$

$$\times \left[ 1 - 4a(t_1-5) + 2a^2(t_1-5)^2 \right] H(t_1-5) + e^{-a(t_1-7)} \times$$

$$\begin{aligned}
& \times \left[ 1 - 6a(t_1 - 7) + 6a^2(t_1 - 7)^2 - \frac{4}{3}a^3(t_1 - 7)^3 \right] H(t_1 - 7) + e^{-a(t_1 - 9)} \times \\
& \times \left[ 1 - 8a(t_1 - 9) + 12a^2(t_1 - 9)^2 - \frac{16}{3}a^3(t_1 - 9)^3 + \frac{2}{3}a^4(t_1 - 9)^4 \right] H(t_1 - 9); \\
a \Phi_1(a, t_1) = & \left[ 1 - e^{-a(t_1 - 1)} \right] H(t_1 - 1) + \left\{ e^{-a(t_1 - 3)} [2a(t_1 - 3) + 1] - 1 \right\} H(t_1 - 3) + \\
& + \left\{ 1 - e^{-a(t_1 - 5)} [2a^2(t_1 - 5)^2 + 1] \right\} H(t_1 - 5) + \\
& \left\{ e^{-a(t_1 - 7)} \left[ \frac{4}{3}a^3(t_1 - 7)^3 - 2a^2(t_1 - 7)^2 + 2a(t_1 - 7) + 1 \right] - 1 \right\} H(t_1 - 7) + \\
& \left\{ 1 - e^{-a(t_1 - 9)} \left[ \frac{2}{3}a^4(t_1 - 9)^4 - \frac{8}{3}a^3(t_1 - 9)^3 + 4(t_1 - 9)^2 + 1 \right] \right\} H(t_1 - 9).
\end{aligned} \tag{15}$$

Количество слагаемых в этих суммах уменьшается, когда  $t_1 < 9$ .

Аналогичным образом из (6), для расчета напряжений  $\sigma(l, t)$  находим:

$$\sigma(l, t) = \frac{2\chi \rho l}{\chi_*} \left[ \nu \frac{c}{l} F_2(a, t_1) + g \Phi_2(a, t_1) \right]. \tag{16}$$

Здесь  $F_2(a, t_1) = \frac{1}{2} e^{-at_1} H(t_1 - 0) + \frac{1}{2} \sum_{n=1}^{\infty} P_n(2a(t_1 - 2n)) e^{-a(t_1 - 2n)} H(t_1 - 2n);$

$\Phi_2(a, t_1) = \int_0^{t_1} F_2(a, t_1) dt_1;$   $P_n(y)$  – многочлены, которые выражаются через много-

члены Лагерра:  $P_n(y) = L_n(y) + L_{n-1}(y) = \sum_{m=0}^n \frac{(n-1)!(2n-m)}{(n-m)!(m!)^2} (-y)^m.$

Функцию  $\Phi_2(a, t_1)$  можно также представить в форме ряда:

$$a \Phi_2(a, t_1) = \frac{1}{2} (1 - e^{-at_1}) H(t_1 - 0) - \sum_{n=1}^{\infty} e^{-a(t_1 - 2n)} \sum_{K=0}^n 2^K P_{nK}(2a(t_1 - 2n)) H(t_1 - 2n).$$

При этом  $P_{nK}(y)$  многочлены, получаемые дифференцированием  $P_n(y)$ :

$$P_{nK}(y) = \frac{d^K}{dy^K} P_n(y) = \sum_{m=K}^n (-1)^m \frac{(n-1)!(2n-m)}{(n-m)!m!} \frac{y^{m-K}}{(m-k)!}.$$

Выпишем в развернутой форме выражения  $F_2(a, t_1)$  и  $\Phi_2(a, t_1)$ , при  $8 \leq t_1 < 10$ :

$$\begin{aligned}
F_2(a, t_1) = & \frac{1}{2} e^{-at_1} H(t_1 - 0) + e^{-a(t_1 - 2)} [1 - a(t_1 - 2)] H(t_1 - 2) + e^{-a(t_1 - 4)} \times \\
& \times \left[ 1 - 3a(t_1 - 4) + a^2(t_1 - 4)^2 \right] H(t_1 - 4) + e^{-a(t_1 - 6)} \times \\
& \times \left[ 1 - 5a(t_1 - 6) + 4a^2(t_1 - 6)^2 - \frac{2}{3}a^3(t_1 - 6)^3 \right] H(t_1 - 6) + e^{-a(t_1 - 8)} \times \\
& \times \left[ 1 - 7a(t_1 - 8) + 9a^2(t_1 - 8)^2 - \frac{10}{3}a^3(t_1 - 8)^3 + \frac{1}{3}a^4(t_1 - 8)^4 \right] H(t_1 - 8); \\
a \Phi_2(a, t_1) = & \frac{1}{2} (1 - e^{-at_1}) H(t_1 - 0) + e^{-a(t_1 - 2)} a(t_1 - 2) H(t_1 - 2) - e^{-a(t_1 - 4)} \times
\end{aligned} \tag{17}$$

$$+ \left[ a^2 (t_1 - 4)^2 - a(t_1 - 4) \right] H(t_1 - 4) + e^{-a(t_1 - 6)} \left[ \frac{2}{3} a^3 (t_1 - 6)^3 - 2a^2 (t_1 - 6)^2 + a(t_1 - 6) \right] \times \\ \times H(t_1 - 6) - e^{-a(t_1 - 8)} \left[ \frac{1}{3} a^4 (t_1 - 8)^4 - 2a^3 (t_1 - 8)^3 + 3a^2 (t_1 - 8)^2 - a(t_1 - 8) \right] H(t_1 - 8).$$

Если  $t_1 < 8$ , то количество слагаемых в выражениях  $F_2(a, t_1)$  и  $\Phi_2(a, t_1)$  уменьшается и соответственно упрощается вычисление этих функций. Итак, в начальный период удара расчет напряжений можно проводить с помощью замкнутых выражений (14), (15), (16), (17). Если масса ударяющегося тела не очень большая, по сравнению с массой стержня, то с помощью этих выражений можно определить и максимальные напряжения, не применяя решений в рядах.

По изложенной теории вычислены напряжения в стальном стержне, у которого  $l = 1,2$  м,  $F = 0,0004$  м<sup>2</sup> при ударе телом массой  $M = 7,498$  кг ( $\chi = 2$ ) со скоростью  $v = 3$  м/с. Задавали три значения  $\alpha = 0; 0,5; 1$ . Полученные графики изменения  $\sigma(0, t)$  и  $\sigma(l, t)$  во времени представлены на рис. 2 и рис. 3. При  $t_1 < 1$  напряжения  $\sigma(0, t) = 0$ . Максимальные напряжения в закрепленном крае  $x = 0$  несколько больше, чем напряжения при  $x = l$ . С увеличением  $\alpha$  уменьшаются скачки и максимумы напряжений, т.е. сосредоточенная масса, воспринимающая удар, оказывает защитный эффект. Для сравнения результатов, к которым приводят рассмотренные теории, в табл. 1 указаны максимальные  $\sigma(0, t)$  и  $\sigma(l, t)$ . При расчете напряжений по формулам (1), (2) задавали  $K_0 = 1/3$ . Если результаты расчета в рядах и методом А.И. Лурье практически совпадают, исключая небольшое накопление погрешностей вычислений, то теория Кокса существенно занижает значения напряжений. О согласовании расчетных напряжений, вычисленных разными методами при других параметрах удара, позволяет судить табл. 2. Здесь также значительно (в несколько раз) отличаются динамические напряжения, вычисленные с учетом и без учета волновых процессов, особенно при малых  $\chi$ .

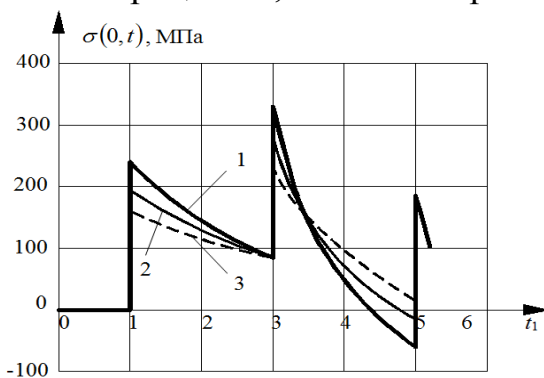


Рис. 2. Графики  $\sigma(0, t)$  при разных  $\alpha$ : 1, 2, 3 –  $\alpha = 0; 0,5; 1$ .

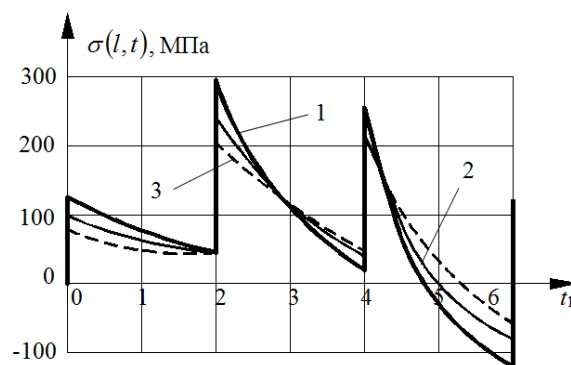


Рис. 3. Графики  $\sigma(l, t)$  при разных  $\alpha$ : 1, 2, 3 –  $\alpha = 0; 0,5; 1$ .

Из теории Сен-Венана следует, что для скоростей удара  $v \gg gl(ac)^{-1}$  и  $a > 3$  коэффициенты динамичности напряжений  $\max \sigma(0, t)$  и  $\max \sigma(l, t)$  равны:

$K_{g_1} \approx 2 \frac{\nu a c}{gl} (1 + e^{-2a})$  и  $K_{g_2} \approx 2 \frac{\nu a c}{gl} \left(1 + \frac{1}{2} e^{-2a}\right)$ . При большой массе ударяющегося тела, когда  $\chi^* > 12$ :  $K_{g_1} \approx K_{g_2} \approx \frac{\nu c \chi}{gl \chi^*} (1 + \sqrt{\chi^*})$ .

Таблица 1

Максимальные значения напряжений,  $\nu = 3$  м/с

$\alpha$	max $\sigma(0,t)$ , МПа			max $\sigma(l,t)$ , МПа		
	ряды, 200 членов	метод Лурье	теория Кокса	ряды, 200 членов	метод Лурье	теория Кокса
0	332,4	332,6	159,3	287,8	287,8	159,3
0,5	281,8	281,9	144,5	238,2	238,2	144,5
1,0	245,3	245,3	133,3	211,1	211,3	133,3

Таблица 2

Максимальные значения напряжений,  $\nu = 2$  м/с

$\chi$	max $\sigma(0,t)$ , МПа, по Сен-Венану		max $\sigma(l,t)$ , МПа, по Сен-Венану		max $\sigma(0,t) = \max \sigma(l,t)$ , МПа, по Коксу	
	$\alpha = 0$	$\alpha = 1$	$\alpha = 0$	$\alpha = 1$	$\alpha = 0$	$\alpha = 1$
0,1	162,0	17,1	162,0	15,9	12,3	6,8
0,3	162,3	45,5	162,1	41,4	30,6	19,0
0,5	165,0	68,3	163,5	61,1	44,4	30,0
1,0	184,1	110,9	173,0	95,9	70,2	53,1
2,0	221,8	163,6	191,9	140,9	106,2	88,9
4,0	260,5	216,7	241,4	211,2	156,0	140,7
8,0	324,2	301,1	306,3	280,4	225,2	212,8
12,0	370,4	349,1	362,1	346,0	277,9	267,3

Эти формулы позволяют приближенно вычислить коэффициенты динамичности напряжений с учетом волновых процессов.

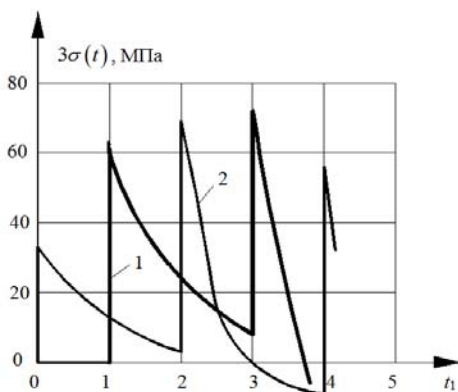


Рис. 4. Графики:

1 —  $\sigma(0,t)$ ; 2 —  $\sigma(l,t)$

В качестве второго численного примера определим напряжения в деревянном столбе:  $E = 10^{10}$  Па;  $\rho = 600$  кг/м<sup>3</sup>;  $F = 0,0707$  м<sup>2</sup>;  $l = 5$  м, с закрепленным краем, когда по его свободному торцу ударяет жесткое тело массой  $M = 200$  кг со скоростью  $\nu = 4,429$  м/с.

Вычисление динамических напряжений в стержне с этими параметрами без учета волновых процессов дало  $\max \sigma(0,t) = \max \sigma(l,t) = 10,7$  МПа [10]. Графики  $\sigma(0,t)$  и  $\sigma(l,t)$  рассчитанные по

теории Сен-Венана, показаны на рис. 4. На этом рисунке максимумы напряжений значительно больше, чем в справочнике [10]. Сопоставление результатов расчета показало, что энергетическая теория Кокса, которую традиционно излагают в ли-



температуре по сопротивлению материалов, занижает значения динамических напряжений по сравнению с волновой теорией Сен-Венана. Расхождения напряжений, вычисленных по рассмотренным теориям, небольшие лишь в случае, когда масса ударяющего тела существенно больше массы стержня.

**Список литературы:** 1. Лурье А.И. Операционное исчисление и его приложения к задачам механики / А.И. Лурье. – М.–Л.: Гостехиздат, 1950. – 431 с. 2. Кильчевский Н.А. Теория соударений твердых тел / Н.А. Кильчевский. – К.: Наукова думка, 1969. – 247 с. 3. Писаренко Г.С. Опір матеріалів / Г.С. Писаренко, О.Л. Квітка, Е.С. Уманський. – К.: Вища школа, 2004. – 655 с. 4. Корнілов О.А. Опір матеріалів / О.А. Корнілов. – К.: Погос, 2003. – 552 с. 5. Шкельов Л.Т. Опір матеріалів / Л.Т. Шкельов, А.М. Станкевич, Д.В. Пошивач. – К.: ЗАТ «Віпол», 2011. – 456 с. 6. Беляев Н.М. Сопротивление материалов / Н.М. Беляев. – М.: Наука, 1976. – 608 с. 7. Феодосьев В.И. Сопротивление материалов. – М.: Наука, 1974. – 552 с. 8. Филиппов А.П. Колебания механических систем / А.П. Филиппов. – М.: Машиностроение, 1970. – 734 с. 9. Градштейн И.С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений / И.С. Градштейн, И. М. Рыжик. – М.: Наука, 1962. – 1100 с. 10. Фесик С.П. Справочник по сопротивлению материалов / С.П. Фесик. – К.: Будівельник, 1982. – 280 с.

**УДК 631.173**

## **К ОЦЕНКЕ РАЦИОНАЛЬНОЙ КОНЦЕНТРАЦИИ РАБОТ ПО ТЕХНИЧЕСКОМУ ОБСЛУЖИВАНИЮ И РЕМОНТУ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННОЙ ТЕХНИКИ**

**Миклуш В.П.**, канд. техн. наук, профессор (*Белорусский государственный аграрный технический университет, Минск, Республика Беларусь*)

*The method of distribution volumes of maintenance and repair of agricultural machinery between farms and the repair and servicing businesses. Economics and mathematical model based on a consideration of technical, organizational and economic factors*

Основным оценочным критерием при распределении объемов работ по техническому обслуживанию и ремонту между хозяйствами и ремонтно-обслуживающими предприятиями (райагросервисами, дилерскими техническими центрами) принимаются приведенные затраты:

$$P_{\Sigma} = P_{mo}^x + P_p^x + P_{mo}^c + P_{mp}^c \rightarrow \min, \quad (1)$$

где  $P_{mo}^x, P_p^x, P_{mo}^c, P_{mp}^c$  – соответственно приведенные затраты средств на выполнение ремонтно-обслуживающих работ (технического обслуживания и текущего ремонта), выполняемых в хозяйствах (владельцами сельскохозяйственной техники) и районных агросервисных предприятиях (дилерских технических центрах).

В состав затрат включают потери, связанные с простоями машин в период проведения планового технического обслуживания и ремонта. Это обуславливается тем, что при сравнении вариантов реализации потребности в ремонтно-обслуживающих воздействиях время на их проведение может оказаться разным, что должно найти отражение в экономии затрат средств. Для решения поставленной задачи необходимо принять обозначения, которые позволят составить зависимости для определения составляющих минимизирующего функционала:

$T_{z_{mo}}, T_{z_{mo}}^c$  – соответственно общая годовая трудоемкость технического обслуживания и выполняемая в райагросервисах (дилерских технических центрах), чел.-ч;  
 $T_{z_p}, T_{z_p}^c$  – соответственно общая годовая трудоемкость ремонта и выполняемая в райагросервисах (дилерских технических центрах), чел.-ч;  
 $q_{mo}^x, q_{mo}^c$  – затраты средств при выполнении работ по техническому обслуживанию в хозяйствах и в райагросервисах (дилерских технических центрах), руб/чел-ч;  
 $q_p^x, q_p^c$  – затраты средств на ремонт машин в хозяйстве и в райагросервисах (дилерских технических центрах), руб/чел.-ч;  
 $q_{n.mo}^x, q_{n.mo}^c$  – затраты средств на устранение неисправностей при выполнении работ по техническому обслуживанию в хозяйствах и в райагросервисах (дилерских технических центрах), руб/чел.-ч;  
 $q_{n.p}^x, q_{n.p}^c$  – затраты средств на устранение неисправностей при выполнении работ по ремонту в хозяйствах и в райагросервисах (дилерских технических центрах), руб/чел.-ч;  
 $U_1$  – убытки от простоев машин на техническом обслуживании и ремонте с учетом потерь времени на переезды, руб/ч;  
 $U_2$  – убытки от простоев машин при устранении неисправностей, руб./ч;  
 $t_{mo}^x, t_{mo}^c$  – средняя трудоемкость технического обслуживания при выполнении работ соответственно в хозяйстве и в райагросервисах (дилерских техцентрах);  
 $\gamma_x, \gamma_c$  – показатели, равные отношению трудоемкости устранения неисправностей к трудоемкости ремонта при выполнении работ соответственно в хозяйстве и в райагросервисах (дилерских технических центрах);  
 $R_x, R_c$  – средние радиусы перегона машин на техническое обслуживание и ремонт соответственно в хозяйстве и от хозяйства до райагросервисов (дилерских технических центров), руб./чел.-ч;  
 $T_{mo}^x, T_{mo}^c$  – время выполнения соответствующего периодического (планового) технического обслуживания в хозяйстве и в райагросервисах (дилерских технических центрах), ч;  
 $T_p^x, T_p^c$  – продолжительность ремонта машины соответственно в хозяйстве и в райагросервисах (дилерских технических центрах) ч;  
 $\bar{T}_n$  – средневзвешенное время устранения одной неисправности, ч;  
 $\bar{T}_p$  – средневзвешенная трудоемкость ремонта машин на один заезд, чел. – ч;  
 $t_n$  – средняя трудоемкость устранения одной неисправности, чел. – ч;  
 $C_n$  – стоимость перегона одной машины на 1 км, руб./км;  
 $V$  – средняя скорость перегона машины на техническое обслуживание и ремонт, км/ч;  $D_p$  – продолжительность выполнения сельскохозяйственных работ в напряженные периоды (посевная, уборочная), ч;  
 $\gamma(s)$  – потери от простоев поста в ожидании работы и машин в ожидании обслуживания, определяемые на основе математического аппарата теории массового обслуживания, руб/ч.

Принятые обозначения позволяют составить набор составляющих для определения приведенных затрат в разрезе формулы (1):

$q_{mo}^x (T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c)$  – стоимость технического обслуживания машин в хозяйстве;

$\frac{T_{mo}^x U_1 (T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c)}{t_{mo}^x}$  – убытки от простоя машин на техническом обслуживании;

$\gamma_x q_n^x (T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c)$  – стоимость устранения неисправностей при выполнении работ по техническому обслуживанию в хозяйстве;

$\frac{\gamma_x \bar{T}_n U_2 (T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c)}{t_n}$  – убытки от простоя машин при устранении неисправностей;

$2R \frac{(T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c)}{t_{mo}^x} \left( C_n + \frac{U_1}{V} \right)$  – стоимость переезда машин на обслуживание и убытки от потерь времени в результате переезда;

$K_x (T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c)$  – капитальные вложения на создание поста технического обслуживания в хозяйстве (приведенные к году);

$D_p \gamma_x (S)$  – потери от простоев поста технического обслуживания в ожидании работы и машин в ожидании обслуживания.

Сложив все составляющие затрат и выполнив математические преобразования, получаем выражение для оценки первой составляющей выражения (1):

$$\Pi_{mo}^x = (T_{z_{mo}} - T_{z_{mo}}^c) \left[ q_{mo}^x + \frac{T_{mo}^x U_1}{t_{mo}^x} + \gamma_x q_{n_{mo}}^x + \gamma_x \bar{T}_n \frac{U_2}{t_n} + \frac{2R_x}{t_{mo}^x} \left( C_n + \frac{U_1}{V} \right) + K_x \right] + D_p \gamma_{mo}^x (S). \quad (2)$$

Аналогично запишем другие составляющие:

$$\Pi_p^x = (T_{z_p} - T_{z_p}^c) \left[ q_p^x + \frac{T_p^x V}{t_p^x} + \frac{\gamma_x \cdot \bar{T}_n U_2}{t_n} + \frac{2R_x}{t_p^x} \left( C_n + \frac{U_1}{V} \right) + K'_x \right] + \gamma_p^x (S) D_p; \quad (3)$$

$$\Pi_{mo}^c = T_{z_{mo}}^c \left[ q_{mo}^c + \frac{T_{mo}^c U_1}{t_{mo}^c} + \gamma_c q_p^c + \bar{T}_n U_2 \frac{\gamma_c}{t_n} + \frac{2(R_x + R_c)}{t_{mo}^c} \left( C_n + \frac{U_1}{V} \right) + K_c \right] + D_p \gamma_{mo}^c (S); \quad (4)$$

$$\Pi_p^c = T_{z_p}^c \left[ q_p^c + \frac{\bar{T}_p V}{t_p^c} + \frac{\gamma_c \bar{T}_n U_2}{t_n} + \frac{2(R_x + R_c)}{t_p^c} \left( C_n + \frac{U_1}{V} \right) + K'_c \right] + D_p \gamma_p^c (S). \quad (5)$$

Расчет потерь от простоев поста и машин в ожидании обслуживания производится по зависимостям [2]:

– для однопостовой системы (что обычно организовывается в хозяйствах):

$$\gamma_{(s=1)} = C_{np_0} \left[ 1 - \frac{1 - P_0}{m\rho} (1 - \rho) \right] + C_{s_0} \frac{P_0}{m}, \quad (6)$$

– для многопостовой системы обслуживания (в райагросервисах и дилерских технических центрах)

$$\gamma(S) = \frac{C_{np_0} \sum_{n=S+1}^m \frac{(n-S)m! \rho^n}{S^{n-S} S!(m-n)!} + C_{s_0} \sum_{n=0}^S \frac{(S-n)m! \rho^n}{n!(m-n)!}}{\sum_{n=0}^S \frac{m! \rho^n}{n!(m-n)!} + \sum_{n=S+1}^m \frac{m! \rho^n}{S^{n-S} S!(m-n)!}}, \quad (7)$$

где  $m$  – количество машин в системе обслуживания;  $\rho = \frac{\lambda}{\mu}$  – приведенная плотность потока требований на обслуживание;  $S$  – количество обслуживающих постов в системе;  $\lambda$  – поток требований на обслуживание, 1/ч;  $\mu$  – интенсивность обслуживания, 1/ч;  $C_{np_0}$  – ущерб от простоя машины в ожидании обслуживания;  $C_{s_0}$  – ущерб от простоя поста в ожидании требований на обслуживание, руб/ч;

$P_0$  – вероятность того, что все машины работают  $\left( P_0 = \frac{1}{\sum_{n=0}^m \frac{m!}{(m-n)!} \rho^n} \right)$ ;  $n$  – количество требований в системе.

Дальнейшая задача состояла в разработке алгоритма программы расчета для различных вариантов концентрации ремонтно-обслуживающих работ. Возможны следующие варианты расчетов, например для тракторов:

- текущий ремонт (по результатам диагностирования) тракторов тягового класса 5,0;
- текущий ремонт тракторов тягового класса 3,0;
- текущий ремонт тракторов тягового класса 2,0;
- техническое обслуживание №3 тракторов тягового класса 5,0;
- техническое обслуживание №3 тракторов тягового класса 2,0- 3,0;
- текущий ремонт и техническое обслуживание тракторов тягового класса 1,4;
- техническое обслуживание №2 тракторов тягового класса 5,0;
- техническое обслуживание №2 тракторов тягового класса 2,0- 3,0;
- устранение сложных отказов тракторов тягового класса 5,0;
- устранение сложных отказов тракторов тягового класса 2,0- 3,0;
- устранение сложных отказов тракторов тягового класса 1,4;

Выполненные расчеты позволяют констатировать, что наиболее сложные виды технического обслуживания и ремонта мощных тракторов (тягового класса 3–5), требующие применения современных средств технической диагностики, дорогостоящего ремонтно-технологического оборудования и оснастки, развитой ремонтно-обслуживающей базы, целесообразно проводить на районном уровне (в райагросервисах и дилерских технических центрах). При этом централизации подлежат от 55 до 100% объемов работ по ТО–3 и 10-15% по ТО–2 для тракторов класса 3-5 («Беларус–1523», «Беларус–2022 и «Беларус–2522/3022/3522»). На производственной базе дилерских технических центров (райагросервисов) экономически целесообразно выполнять 35-60% объемов работ по текущему ремонту указанных тракторов. При этом дилерские технические центры в условиях сельскохозяйственного производства Республики Беларусь могут быть как специализированными, так и многоцелевыми и осуществлять технический сервис для различных видов сложной сельскохозяйственной техники, предоставляя широкий спектр услуг.

**Список литературы:** 1. Миклуш, В.П. Организация технического сервиса в АПК: Монография / В.П. Миклуш. – Мн.: БГАТУ, 2004. – 296 с. 2. Эксплуатационная надежность сельскохозяйственной техники / М.М. Севернев, Г.П. Каплун, Ф.П. Василец и др. – Мн.: Ураджай, 1981. – 167 с.

**ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ  
НА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ПРОЦЕССА**

**Краснощек Ю.С.**, канд. техн. наук (*ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков*)

*The results of the study of grinding tungsten carbide. The possibility of effective processing of these materials in a diamond-spark grinding.*

Высокие показатели работоспособности алмазных кругов на высокопрочных металлических связках достигаются в условиях алмазно-искрового шлифования (АИШ) путем введения в зону резания дополнительной энергии в виде электрических импульсов. При этом в процессе АИШ происходит механическое резание алмазными зернами и за счет возникающих эрозионных разрядов - удаление частиц, засаливающих круг, самозатачивание его поверхности. В результате производительность обработки длительное время находится на высоком уровне, практически отсутствует контакт связки с обрабатываемым материалом и выступание развитых зерен обеспечивает высококачественную обработку. В работе проведено исследование влияния технологических факторов – нормального давления, скорости резания и характеристики кругов на производительность процесса АИШ различных твердых сплавов. При этом принята попытка объяснения изменения производительности путем анализа физических явлений в зоне контакта круга с обрабатываемой поверхностью.

Для АИШ использовались чашечные алмазные круги размером 150×10×3×32 из алмазов марки АС6 на связке М1-01. Образцы твердых сплавов ТН-20, КТН-16 и Т15К6 сечением 10×6 мм<sup>2</sup> шлифовались по упругой схеме на установке, созданной на базе универсально-заточного станка с охлаждением 3% -ным содовым раствором. Упругая схема шлифования выбрана с целью наиболее достоверного определения режущих свойств кругов. Дополнительную энергию в зону резания вводили от широкодиапазонного генератора импульсов ШГИ 40 - 440, при этом среднее значение тока составляло 4...10 А, частота импульсов – 88 кГц, скважность 2, анодом служил алмазный круг, катодом – обрабатываемый материал. После эрозионной правки кругов стальным электродом они прирабатывались в течение 4...6 минут с целью стабилизации режущей поверхности [1, 2]. На основании анализа результатов исследований следует отметить прежде всего высокий уровень производительности при обработке сплавов Т15К6 и ТН-20 [3, 4]. Причем производительность при обработке последнего ниже в среднем всего на 15...20% и достигает 1400 мм<sup>3</sup>/мин ( $P_n = 2$  МПа,  $V = 40$  м/с). Учитывая низкую обрабатываемость безвольфрамовых твердых сплавов, подобное снижение производительности практически не отражается на достигаемом общем высоком ее уровне.

Представляет интерес сравнение производительности обработки в условиях алмазно-искрового и алмазного шлифования в тех же условиях. Например, при обработке сплава Т15К6 ( $P_n = 1,2$  МПа,  $V = 25$  м/с) через 20 минут работы без введения дополнительной энергии производительность достигает 248 мм<sup>3</sup>/мин. В условиях АИШ производительность остается на одном и том же

уровне и составляет  $550 \text{ мм}^3/\text{мин}$ . Следует отметить общую низкую производительность при обработке безвольфрамовых сплавов КНТ-16. Так, при интенсивных режимах обработки ( $P_n = 2,0 \text{ МПа}$ ,  $V = 35 \text{ м/с}$ ) производительность достигает всего  $120 \text{ мм}^3/\text{мин}$ . Однако без ввода дополнительной энергии в зону резания процесс обработки практически невозможен – производительность находится на уровне  $10...20 \text{ мм}^3/\text{мин}$ . Низкая производительность шлифования сплавов КНТ-16 связана с повышенными адгезионным и диффузным износами алмазных зерен, их окислением вследствие пониженной теплопроводности карбонитридов титана и сплава в целом. Износ зерен приводит к образованию площадок на их вершинах, такие зерна работают в неблагоприятных условиях из-за малых соотношений толщины среза и радиуса их округлений, в результате чего преобладает проскальзывание зерен по поверхности обрабатываемого материала.

Вышеизложенное подтверждают электронно-микроскопические исследования рабочей поверхности алмазных кругов и обработанных поверхностей. В условиях обычного алмазного шлифования сплавов КНТ-16 обработанные поверхности имеют сглаженный микрорельеф, на котором нет следов микрорезания отдельными зернами. Поверхности, полученные в условиях АИШ, изобилуют следами от обработки субмикрочромками единичных зерен кругов.

Увеличение дополнительной электрической энергии, подаваемой в зону резания, например, за счет уменьшения частоты импульсов, ощутимого прироста производительности не дает, т.к. происходит отставание обновления рабочей поверхности круга от образования площадок на зернах. Значительное ужесточение электрических режимов дает некоторый рост производительности, но это приводит к неполному использованию режущих свойств алмазных зерен,

неоправданно большим линейным износам кругов и как следствие к увеличению относительного расхода алмазов и себестоимости обработки.

На производительность шлифования наибольшее влияние оказывает нормальное давление, которое определяет глубину внедрения алмазных зерен в обрабатываемый материал. Необходимо отметить неодинаковый характер изменения производительности при обработке различных сплавов. Так, при обработке сплавов Т15К6 во всем диапазоне нормальных давлений с их увеличением возрастает суммарное сечение среза, о чем свидетельствует анализ удельной интенсивности шлифования (рис.1)  $\lambda = dQ_M / dP_y$

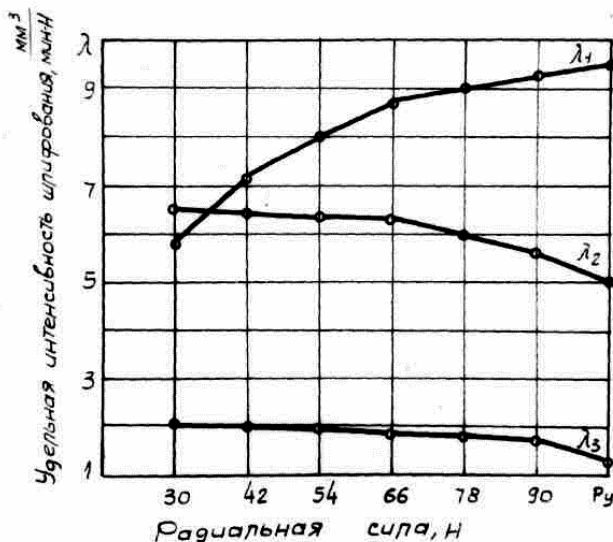


Рис.1. Влияние радиальной силы  $P_y$  на удельную интенсивность шлифования:

- 1—  $\lambda_1$  — Т15К6; 2—  $\lambda_2$  — ТН-20;  
3—  $\lambda_3$  — КНТ-16.

(удельная интенсивность шлифования количественно выражает объем материала-

ла, снимаемого единицу времени, приходящегося на единицу радиальной силы). Наибольший прирост производительности от возрастания нормального давления наблюдается в диапазоне 0,4...1,0 МПа.

При обработке безвольфрамовых твердых сплавов, особенно при обработке сплава КНТ-16, во всем диапазоне нормальных давлений наблюдается уменьшение удельной интенсивности шлифования. Это свидетельствует о снижении темпа роста производительности с увеличением радиальной силы. Вышеуказанное обстоятельство связано с уменьшением суммарного сечения среза при возрастании давления из-за образования площадок износа на субмикрокромках алмазных зерен.

О контактных явлениях в зоне резания удобно судить также с помощью удельной энергоемкости процесса шлифования ( $B_M$ ). Анализ удельной энергоемкости шлифования  $B_M = \frac{A}{\Delta M} = \frac{\int P_z V_{kp} d\tau}{\Delta M}$  (отношение работы  $A$  к шлифованной массе материала  $\Delta M$ ) от нормального давления показывает неодинаковый характер изменения этого критерия для различных твердых сплавов (табл.; условия шлифования: круг 12A2 - 45° AC6 100/80 M1-10;  $V=25$  м/с). Для сплавов Т15К6 удельная энергоемкость практически не изменяется, что объясняется одинаковым темпом роста усилий  $P_z$  и производительности.

Таблица

Влияние нормального давления на ( $B_M / \text{Дж/г} \times 10^3$ )

Сплав	Нормальное давление – $P_n$ , МПа							
	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8
Т15К6	3,8	4,2	5,1	5,1	5,2	5,0	4,9	4,9
ТН-20	7,0	8,2	8,3	8,4	8,5	8,9	9,3	10,0
КНТ-16	64,2	49,8	42,6	39,1	39,5	33,0	33,6	37,2

При обработке сплава ТН-20 удельная энергоемкость несколько возрастает во всем испытываемом диапазоне давлений, что связано с более интенсивным износом субмикрокромки алмазных зерен. В этих условиях частично теряется способность режущих кромок внедряться и производить пропорциональный съём материала, поэтому рост энергетических затрат несколько опережает увеличение производительности.

Шлифование сплава КНТ-16 характеризуется в несколько раз большим значением критерия  $B_M$ , чем сплавов Т15К6 и ТН-20. Так, при среднеинтенсивных режимах ( $P_n=1,2$  МПа,  $V=25$  м/с) удельная энергоемкость процесса шлифования сплава КНТ-16 составляет  $39,5 \frac{\text{Дж}}{\text{г}} \cdot 10^3$ , что в 7,5 раза выше, чем для сплава Т15К6 и в 4,5 раза выше, чем для сплава ТН-20. Повышенное значение удельной энергоемкости шлифования сплава КНТ-16 связано с низкой производительностью обработки вследствие интенсивного образования площадок износа на алмазных зернах круга. При этом происходит массовое проскальзывание затупленных зерен и значительно снижается производительность. Влияние скорости на производительность АИШ при обработке различных твердых

сплавов имеет некоторые особенности. Обычно изменение производительности шлифования с изменением скорости резания связано с кинематическим фактором (его еще называют количественным фактором), т.е. с различным числом режущих кромок, взаимодействующих с материалом в единицу времени. Воздействие скоростного фактора на изменение сопротивления материала резанию при обработке твердого сплава алмазными зернами с охлаждением на его съеме отразится незначительно.

Таким образом, если скорость рассматривать как количественный фактор (число встреч с материалом), то следует, что мгновенное суммарное сечение среза не будет от нее зависеть. Между тем, влияние скорости шлифования сложнее. Ее следует рассматривать и как фактор формирующий («возбуждающий») определенную шероховатость (только ей ответствующие микрошероховатости поверхности). В этом случае при оценке мгновенного суммарного сечения среза необходимо учитывать образовавшиеся условия взаимодействия режущего рельефа круга с конкретными формируемыми микронеровностями обрабатываемой поверхности, от которых будет зависеть распределение толщин среза. Кроме того скорость резания оказывает влияние на интенсивность и характер износа единичных зерен, на эрозионные процессы в зоне резания.

Влияние вышеуказанных факторов при разных скоростях резания и разных давлениях проявляется неодинаково. Так, при обработке сплавов Т15К6 в зоне «средних» давлений ( $P_n = 1,2$  МПа), изменение скорости резания от 20 до 30 м/с практически не влияет на производительность процесса (522...612 мм<sup>3</sup>/мин). Это связано с одновременным действием противоположных факторов – увеличением количества встреч зерен с обрабатываемой поверхностью и затуплением субмикрокромки алмазных зерен, что приводит, как уже отмечаюсь, к большему проскальзыванию зерен из-за неблагоприятного соотношения толщины среза к радиусу округления зерен. Из-за вышеуказанных причин с увеличением скорости резания в зоне высоких нормальных давлений (1,8...2,2 МПа) наблюдается некоторое уменьшение производительности шлифования сплава Т15К6 при достаточно высоком ее уровне. Ужесточение электрических режимов для интенсификации обновления режущей поверхности кругов в рассматриваемом случае не рационально, т. к. с увеличением производительности возрастает износ кругов и температура в зоне резания, что отражается на качественных характеристиках поверхностного слоя. При обработке безвольфрамовых твердых сплавов увеличение скорости резания однозначно приводит к возрастанию производительности процесса. Это происходит вследствие интенсивного разрушения (самозатачивания) субмикрокромки алмазных зерен, поэтому увеличение числа контактов единичных алмазных зерен с обрабатываемым материалом проявляется в полной мере.

Влияние зернистости алмазных кругов на производительность АИШ также нетрадиционное, в условиях активного самозатачивания фактор зернистости в меньшей степени, чем при обычном шлифовании, влияет на режущую способность круга. При шлифовании твердого сплава без ввода дополнительной энергии мелкозернистыми кругами на металлической связке последние более интенсивно засаливаются, теряя режущие свойства. Крупнозернистые круги в этом смысле



имеют определенные преимущества – большая разновысотность зерен, более развитый рельеф способствует сохранению режущих свойств кругов более продолжительное время. АИШ исключает отмеченный недостаток мелкозернистых кругов. Так, круги зернистостью 50/40 мкм обеспечивают повышенную производительность по сравнению с более крупнозернистыми кругами 100/80 мкм и 160/125 мкм. Это объясняется стабильной развитостью рабочей поверхности кругов и более интенсивным обновлением их режущей поверхности. Кроме того, число развитых режущих кромок у мелкозернистых кругов больше, чем у крупнозернистых, поэтому такие круги дают большую производительность. Увеличение концентрации алмазов в кругах однозначно приводит к росту производительности, что связано с повышением количества зерен с наибольшей высотой. Так наибольшая высота зерен круга зернистостью 100/80 мкм и концентрацией алмазов 50% составляет 25 мкм, а концентрацией 150% – 55 мкм, кроме того значительно возрастает количество зерен с модальной высотой (30 мкм) с 5% до 17,5%. Большое количество субмикрокромки и большая разновысотность кругов приводит к увеличению производительности, что в свою очередь уменьшает удельные энергетические затраты на шлифование.

Таким образом, анализ влияния различных факторов процесса АИШ с учетом физических явлений в зоне контакта особенно в высоких технологиях позволяет более достоверно выбирать условия шлифования в зависимости от параметра оптимизации.

**Список литературы:** 1. Узунян М.Д., Краснощек Ю.С. Поиск оптимальных электрических параметров алмазноискрового шлифования твердых сплавов / М.Д. Узунян // Резание и инструмент, 1984. – Вып. 31. – С. 31-35. 2. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М.Д. Узунян. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2003. – 359 с. 3. Семко М.Ф. Алмазно-искровое шлифование безвольфрамовых твердых сплавов / М.Ф. Семко, М.Д. Узунян, Ю.С. Краснощек // Сверхтвердые материалы, 1980. – №1. – С. 42-47. 4. Узунян М.Д. Работоспособность кругов при алмазноискровом шлифовании твердых сплавов / М.Д. Узунян, Ю.С. Краснощек // Резание и инструмент, 1980. – Вып. 23. – С. 3-10.

**УДК 539.3**

### **МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ЭНЕРГОУСТАНОВОК С УЧЕТОМ ПОЛЗУЧЕСТИ**

**Ромашов Ю.В.**, канд. техн. наук (НТУ "ХПИ", Харьков)

*The aim of this article is to develop a method for determining parameters of durability of structural elements of power plants including creep and incomplete information about the conditions of their use*

**Введение.** Совершенствование энергоустановок осуществляется преимущественно повышением рабочих параметров – давления и температуры рабочих сред. Это позволяет создавать экономичные установки большой единичной мощности, но связано со значительными издержками недопроизводства при незапланированных остановах из-за повреждения элементов конструкций

вследствие ползучести. Проблема долговечности элементов конструкций актуальна на всех этапах жизненного цикла энергоустановок и связана с решением научно-технических задач по обеспечению их длительной надежной эксплуатации. Долговечность элементов конструкций при ползучести определяется характером воздействий в процессе эксплуатации, но информация о значениях, характеризующих их параметров, как правило, является неполной [1].

**Состояние проблемы и формулировка целей исследования.** В большинстве исследований ползучесть рассматривается как отклик на заданные воздействия, что приводит к детерминированному времени достижения предельного состояния как, например, в работах [2, 3]. В работе [4] на основе модели повреждаемости Качанова-Работнова и стохастических дифференциальных уравнений получены оценки математического ожидания и дисперсии времени разрушения образца, растягиваемого случайной нагрузкой при ползучести. Показано, что время разрушения для детерминированной нагрузки представляет среднюю величину; нелинейность уравнений состояния при ползучести может приводить к нетривиальным функциональным зависимостям дисперсии времени разрушения. Целью данной работы является разработка метода определения показателей долговечности для элементов конструкций энергоустановок с учетом ползучести и неполной информации об условиях их эксплуатации. Метод исследования – математическое моделирование деформирования и повреждаемости при ползучести с последующей обработкой полученных результатов для оценки показателей долговечности.

**1. Показатели долговечности и метод их определения.** Даже для элементов конструкций однотипных установок на одинаковых режимах эксплуатации, наблюдают разное время  $t_*$  достижения предельного состояния, которое считаем случайной величиной с плотностью распределения  $f(t_*)$ . Тогда показатели долговечности элемента конструкций могут быть определены:

$$t_\gamma : \int_0^{t_\gamma} f(t_*) dt_* = 1 - \frac{\gamma}{100}, \quad \langle t_* \rangle = \int_0^{t_\gamma} t_* f(t_*) dt_* . \quad (1)$$

Здесь  $\gamma$ -процентный ресурс  $t_\gamma$  представляет наработку (время), в течение которой предельное состояние не будет достигнуто с процентной вероятностью, равной  $\gamma$ , и средний ресурс  $\langle t_* \rangle$  – математическое ожидание наработки до достижения предельного состояния [5]. Как показывают выражения (1), определение показателей долговечности элементов конструкций с учетом ползучести может быть сведено к построению плотности распределения для времени  $t_*$ . Пусть  $z_k, k = 1, 2, \dots, N_z$  – параметры, характеризующие условия эксплуатации элемента конструкции, которые могут представлять собой температуру, давление рабочих сред и т.п. и общем случае меняются с течением времени  $t$ :

$$z_k = z_k(t), \quad k = 1, 2, \dots, N_z . \quad (2)$$

Значения параметров  $z_k$  при эксплуатации энергоустановок практически не поддаются учету, что позволяет считать функции (2) случайными. Каждой реализации случайных функций (2) соответствует единственное время  $t_*$ :

$$t_* = t_*(z_1(t), z_2(t), \dots, z_k(t), \dots, z_{N_z}(t)). \quad (3)$$

Представим случайные функции (2) их каноническими разложениями [6]

$$z_k(t) = Z_{k0}(t) + \sum_{i=1}^{N_k} z_{ki} Z_{ki}(t), \quad k = 1, 2, \dots, N_z. \quad (4)$$

Здесь  $Z_{k0}(t)$  – математическое ожидание функции  $z_k(t)$ , которое, в частности, можно принять в виде константы, отвечающей, например, нормальному режиму эксплуатации;  $N_k$  – число базисных функций и  $Z_{ki}(t)$  – базисные функции; коэффициенты  $z_{ki}$  – некоррелированные случайные величины с равными нулю математическими ожиданиями. Подставив разложения (4) в соотношение (3), получим время  $t_*$  как функцию случайных аргументов – коэффициентов  $z_{ki}$ :

$$t_* = t_*(z_{11}, z_{12}, \dots, z_{1N_1}, \dots, z_{N_z1}, z_{N_z2}, \dots, z_{N_zN_{N_z}}). \quad (5)$$

Обозначим  $\zeta_{ki} = \zeta_{ki}(z_{ki})$ ,  $i = 1, 2, \dots, N_k$ ,  $k = 1, 2, \dots, N_z$  плотности распределения величин  $z_{ki}$ , которые можно определить, например, по данным замеров при эксплуатации, и использовать с некоторыми поправками для энергоустановок одного типоразмера. Рассматривая коэффициенты  $z_{ki}$  как систему некоррелированных случайных величин определим плотность ее распределения [6]:

$$\zeta = \zeta(z_{11}, z_{12}, \dots, z_{1N_1}, \dots, z_{N_z1}, z_{N_z2}, \dots, z_{N_zN_{N_z}}) = \prod_{k=1}^{N_z} \prod_{i=1}^{N_k} \zeta_{ki}(z_{ki}). \quad (6)$$

Плотность распределения времени  $t_*$  достижения предельного состояния определим при помощи функции (5) и плотности распределения (6) [6]:

$$f(t_*) = \frac{dF(t_*)}{dt_*};$$

$$F(t_*) = \int \int \dots \int \int \zeta(z_{11}, z_{12}, \dots, z_{ki}, \dots, z_{N_zN_{N_z}}) dz_{11} dz_{12} \dots dz_{ki} \dots dz_{N_zN_{N_z}}. \quad (7)$$

Здесь  $D(t_*)$  – область значений параметров  $z_{ki}$ ,  $i = 1, 2, \dots, N_k$ ,  $k = 1, 2, \dots, N_z$ , для которых функция (5) удовлетворяет условию  $t_*(z_{11}, z_{12}, \dots, z_{ki}, \dots, z_{N_zN_{N_z}}) < t_*$ . В частном случае, когда эксплуатационные воздействия характеризуются одним параметром  $z_1$ , в каноническом разложении которого содержится одна базисная функция, время (5) будет функцией одного случайного аргумента

$$t_* = t_*(z_{11}). \quad (8)$$

В этом простейшем случае имеем возможность получить плотность распределения (7) времени достижения предельного состояния в явном виде [6]

$$f(t_*) = \zeta_{11}(z_{11}(t_*)) \left| \frac{dz_{11}(t_*)}{dt_*} \right|. \quad (9)$$

где учтено, что функция (8) монотонная;  $z_{11} = z_{11}(t_*)$  – обратная к (8) функция.

**2. Определение времени достижения предельного состояния для элементов конструкций с учетом ползучести.** Как показывают выражения (7), построение плотности распределения времени  $t_*$  для элементов конструкций с

учетом ползучести может быть сведено к определению детерминированной зависимости (5) времени  $t_*$  от условий эксплуатации. Для заданных термомеханических нагрузок время достижения предельного состояния элементов конструкций, эксплуатирующихся в условиях ползучести, можно определять на основе численного решения начально-краевых задач теории ползучести с учетом повреждаемости, что подробно обсуждается, например, в работе [3]. При определении показателей долговечности термомеханические нагрузки следует рассматривать как случайные и представить каноническими разложениями (4). Каждая частная реализация значений коэффициентов разложений  $z_{ki}$  будет отвечать некоторой детерминированной термомеханической нагрузке. Многократным численным решением начально-краевых задач теории ползучести при заданных нагрузках, отвечающих различным значениям коэффициентов  $z_{ki}$ , получаем значения функции (5) в отдельных точках. Сама функция (5), может быть приближенно представлена своей аналитической аппроксимацией с использованием значений, полученных в отдельных точках.

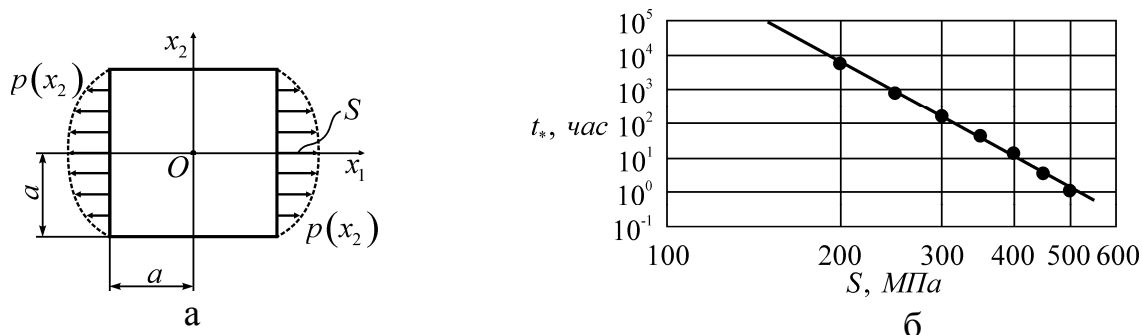


Рис. 1. Пластина (а) и время достижения ее предельного состояния (б), полученное численным решением задач теории ползучести (маркеры) и представленное в виде аппроксимации (линия)

**3. Пример. Показатели долговечности растягиваемой в условиях ползучести пластины.** Для иллюстрации предложенного метода рассмотрим модельную задачу о растяжении в условиях ползучести с учетом повреждаемости квадратной пластины (рис. 1а) с длиной стороны  $2a = 16$  мм, приложенной к противоположным краям параболической нагрузкой  $p(x_2) = S(1 - (x_2/a)^2)$ , где  $S$  – заданное напряжение в точках пластины  $x_1 = \pm a$ ,  $x_2 = 0$ ; материал пластины – сталь ЭИ-481. Дифференциальные уравнения, граничные и начальные условия, характеристики материала пластины, а также численное решение начально-краевой задачи ползучести для указанной пластины подробно рассмотрены ранее в работе [3], где в качестве предельного состояния принималось условие образования макроскопического дефекта в точке пластины, что устанавливалось из условия равенства единице параметра повреждаемости в точке пластины. Пусть величина напряжения  $S$  является случайной, т.е.  $Z_{10} + z_{11} \equiv S$ . Путем численного решения начально-краевых задач теории ползучести для пластины при разном напряжении  $S$  определяем время  $t_*$ , отвечаю-

щее каждому из значений напряжения  $S$  (маркеры на рис. 1б); зависимость (8) времени  $t_*$  от напряжения хорошо описывается прямой в логарифмических координатах (линия на рис. 1б), определяемой аналитическим выражением

$$t_* = A \cdot S^n, \quad A = 1,036 \cdot 10^{25} \text{ МПа}^{-n} \cdot \text{час}, \quad n = 9,214. \quad (10)$$

Рассмотрим несколько законов для плотности распределения напряжения  $S$  с одинаковыми значениями математических ожиданий и дисперсии: 1) равномерный внутри интервала  $250 \leq S \leq 350 \text{ МПа}$ ; 2) треугольный и 3) Вейбулла-Гнеденко [7] (рис. 2а). Принятые для плотности распределения напряжения  $S$  законы (рис. 2а) вместе с выражением (10) позволяют определить по формуле (9) соответствующие им законы для плотности распределения времени  $t_*$  (рис. 2б).

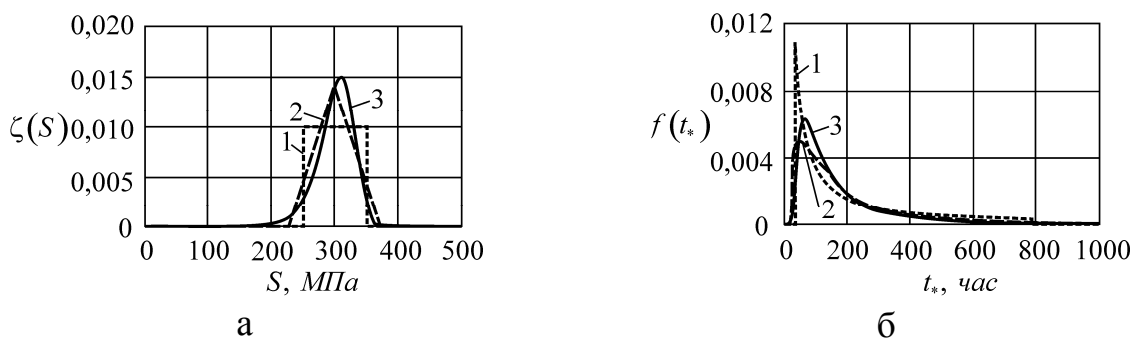


Рис. 2. Плотности распределения напряжения  $S$  (а): 1 – равномерная; 2 – треугольная; 3 – Вейбулла-Гнеденко и соответствующие им плотности распределения времени  $t_*$  (б)

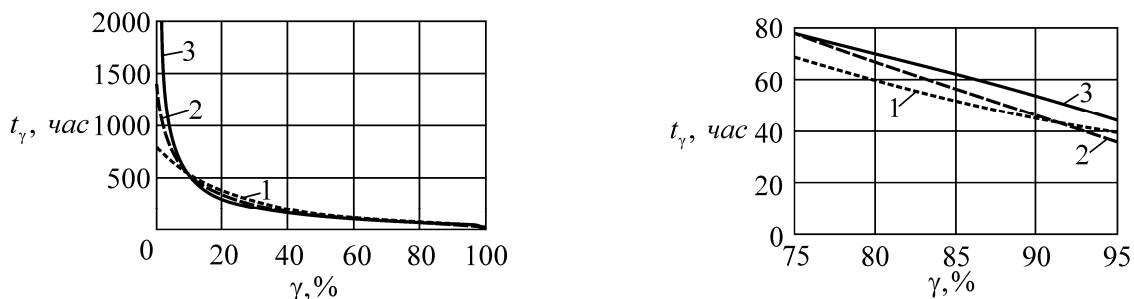


Рис. 3. Гамма-процентный ресурс пластины для равномерной (1), треугольной (2) и Вейбулла-Гнеденко (3) плотностей распределения напряжения  $S$ .

Плотности распределения времени  $t_*$ , представленные на рис.2б, позволяют для разных плотностей распределения значений напряжения  $S$  определить показатели долговечности (1) пластины. В результате получены результаты для гамма-процентного ресурса (рис. 3), а также значения среднего ресурса  $\langle t_* \rangle \cong 222 \text{ час}$ ,  $\langle t_* \rangle \cong 228 \text{ час}$  и  $\langle t_* \rangle \cong 336 \text{ час}$  для случаев равномерной, треугольной и Вейбулла-Гнеденко плотностей распределения значений напряжения  $S$ . Установлено, что значения показателей долговечности пластины, соответствующие различным законам плотности распределения напряжения  $S$  с равными математическими ожиданиями и дисперсиями, сопоставимы. Значения среднего ресурса оказываются значительно большими по сравнению с гамма-

процентным ресурсом, отвечающим 75–95 % вероятности того, что предельное состояние не будет достигнуто при эксплуатации.

**Выводы.** Разработан метод определения показателей долговечности для элементов конструкций энергоустановок с учетом ползучести и неполной информации об условиях их эксплуатации. На примере модельной задачи показана техника применения разработанного метода, который в дальнейших исследованиях планируется применять для определения показателей долговечности элементов конструкций тепловых и ядерных энергоустановок.

**Список литературы:** 1. Надежность теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС / Г.П. Гладышев, Р.З. Аминов, В.З. Гуревич и др.; Под ред. А.И. Андрющенко. – М.: Высш. шк., 1991. – 303 с. 2. Морачковский О.К. Влияние закрепления края на ресурс повреждающейся вследствие ползучести тонкой сферической крышки вакуумной камеры / О.К. Морачковский, Ю.В. Ромашов // Пробл. прочности. – 2011. – № 3. – С. 83–92. 3. Анищенко Г.О. Построение численных решений задач теории ползучести / Г.О. Анищенко, Ю.В. Ромашов // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Харків: НТУ "ХПІ", 2012. – № 2. – С. 10-22. 4. Ефлов В.Б. Оценка долговечности на основе модели накопления повреждений / В.Б. Ефлов // Пробл. прочности. – 2000. – № 1. – С. 151–156. 5. Надежность технических систем: Справочник / Ю.К. Беляев, В.А. Богатырев, В.В. Болотин и др.; под ред. И.А. Ушакова. – М.: Радио и связь, 1985. – 608 с. 6. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1969. – 576 с. 7. Королюк В.С. Справочник по теории вероятностей / В.С. Королюк, Н.И. Портенко, А.В. Скороход, А.Ф. Турбин. – М.: Наука, 1985. – 640 с.

**УДК 538.221**

## **ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НИКЕЛЯ, ПОДВЕРГНУТОГО ИОННОЙ БОМБАРДИРОВКЕ**

**Спольник А.И.**, докт. физ.-мат. наук, **Власенко В.Г.**, канд. физ.-мат. наук, **Волчок И.В.**, канд. физ.-мат. наук, **Калиберда Л.М.**, доцент, **Чегорян М.А.**, канд. физ.-мат. наук (*ХНТУСХ им. П. Василенка, Харьков*)

*Possibility of application of ferromagnetic resonance is in-process examined for research of processes of structural alteration under the action of ionic implantation*

Ионная имплантация, т.е. внедрение ускоренных ионов в твердые тела, приобрела в последние годы важное значение как способ создания микроэлектронных устройств и других приборов современной твердотельной электроники. Это связано в первую очередь с тем, что с помощью ионной имплантации можно контролируемым путем изменять свойства материалов в заданном направлении. Из-за ограниченности пробега имплантируемых ионов эффекты, связанные с имплантацией, локализуются в поверхностном слое материала. Для ионов средних и больших масс глубина проникновения составляет всего 0,01–1 мкм при обычных энергиях (если нет эффекта каналирования). Пробеги 1–5 мкм можно получить, используя легкие ионы (протоны, дейтроны и ионы гелия) при энергиях 0,1–1 МэВ. На глубине, равной среднему пробегу имплантированных атомов, возникают дефекты, максимум концентрации которых располагается несколько ближе к поверхности, чем максимум концентрации имплантированных атомов. Энергии

имплантированных ионов достаточно для смещения атомов мишени и создания дефектов решетки. Известно, что дефекты в кристаллических твердых телах оказывают сильное влияние на некоторые их свойства. Следовательно, очень важно иметь возможность оценивать зависимость концентрации генерируемых в процессе ионной имплантации дефектов решетки от дозы облучения и глубины проникновения в мишень. Локализация дефектов в приповерхностном слое позволяет применить метод ферромагнитного резонанса (ФМР), для их исследования в металлах. Эта возможность обусловлена скин-эффектом на сверхвысоких частотах при ФМР. Скин-эффект приводит к тому, что внешнее переменное магнитное поле возбуждает ФМР только в поверхностном скин-слое  $\delta \sim 10^{-5}$  см при частоте  $\omega_0 \sim 10^{11} \text{ с}^{-1}$ . Цель работы – оценить применимость метода ФМР для исследования структурных нарушений, происходящих в поверхностном слое металла под действием ионной имплантации.

Для исследований использовался поликристаллический никель чистоты 99,99. Образцы в виде дисков диаметром 3 мм и толщиной 0,1-0,2 мм отжигались в вакууме  $10^{-6}$  Торр при температуре 1100 К в течение 2 часов, а затем электрополировались. Облучение вели при комнатной температуре пучком ионов  $\text{He}^+$  с энергией 20 кэВ, падающим на мишень приблизительно по нормали. Ток пучка на мишени поддерживали на уровне 15...17 мкА, плотность тока 50...60 мкА/см<sup>2</sup>. Специальные меры обеспечивали однородность пучка в пределах поверхности образца. Поверхность образца, не подвергавшаяся облучению, покрывалась гальваническим способом медью толщиной не менее 1 мкм. Диапазон значений дозы облучения  $1,0 \cdot 10^{16} \dots 1,0 \cdot 10^{18}$  ион/см<sup>2</sup>. Резонансные измерения проводились на спектрометре ФМР на частоте 8 ГГц при комнатной температуре. Ширина линии  $\Delta H$  определялась по расстоянию между пиками на производной линии поглощения. Погрешность в измерении ширины линии составляла не более 5%. В работе также использовались методы растровой электронной микроскопии и рентгеноструктурного анализа. На дифрактометре ДРОН-3 изучались уширение дифракционных линий и форма кривых, что позволяло оценивать плотность дислокаций  $n$ . С помощью растрового микроскопа контролировались возможные изменения качества поверхности образцов после облучения. На рисунке приведена зависимость ширины линии ФМР  $\Delta H$  от времени облучения  $t$ . Видно, что  $\Delta H$  существенно зависит от  $t$ , достигая максимального значения при дозах  $D = 5 \cdot 10^{17}$  ион/см<sup>2</sup>. Дальнейшее облучение приводит к падению  $\Delta H$ , т.е. наблюдается немонотонность зависимости  $\Delta H(t)$ .

Рассмотрим возможные причины уширения линии при облучении. Можно указать две основные причины: генерация дислокаций при облучении, обуславливающая дислокационное уширение  $\Delta H_d$  и образование объёмных и поверхностных неоднородностей, к которым относятся пузырьки гелия и шероховатость поверхности из-за её эрозии, приводящих к уширению  $\Delta H_m$ . Исходя из этого, ширину линии  $\Delta H(t)$  можно представить в виде:

$$\Delta H(t) = \Delta H_0 + \Delta H_d(t) + \Delta H_m(t), \quad (1)$$

где  $\Delta H_0$  – ширина линии до облучения образце, т. е.  $\Delta H(0) = \Delta H_0$ .

Природа  $\Delta H_d$  и  $\Delta H_m$  в металлах достаточно хорошо изучена в [1, 2], что дает возможность провести оценки их вклада в величину  $\Delta H$  после облучения.

Рассмотрим уширение  $\Delta H_m(t)$ . В работе [1] показано, что  $\Delta H_m$  существенно в случае дефектов со средним размером  $R \sim \delta$  ( $\delta$  - глубина скин-слоя). В то же время согласно данным работы [3] в нашем случае в никеле возникают пузырьки гелия с  $R \approx 2$  нм, что на два порядка меньше  $\delta$ . Оценка величины  $\Delta H_m$  для пузырьков таких размеров и с объемной концентрацией несколько процентов дает, что  $\Delta H_m \ll \Delta H_0$  в течение всего времени облучения. Структурные исследования поверхности облученных образцов не выявили заметной эрозии поверхности до дозы  $1,0 \cdot 10^{18}$  ион/см<sup>2</sup>, т.е. вклад шероховатости поверхности в нашем случае следует исключить. Это согласуется с данными работы [4].

Таким образом, следует полагать, что изменения ширины линии ФМР для никеля, облученного ионами гелия, связаны с увеличением плотности дислокаций при облучении. Обращает на себя внимание то, что данные рентгеноструктурного анализа показали уширение дифракционных линий в облученных образцах, свидетельствующее о росте микроискажений, которые определяются, в основном, плотностью хаотически распределенных дислокаций в отражающем объеме образца. Используя известную связь между плотностью дислокаций и шириной распределения микроискажений [5], имеем

$$n(t) \sim t. \quad (2)$$

В нашем случае закон этот сохраняется вплоть до  $t \cong 1500$  с. ( $d \cong 5,0 \cdot 10^{17}$  ион/см<sup>2</sup>). Дальнейшее облучение не приводит к увеличению микроискажений, что означает стабилизацию плотности дислокаций, а при  $t \cong 3000$  с ( $D \cong 10^{18}$  ион/см<sup>2</sup>) имеет место некоторое её уменьшение. Последнее может быть обусловлено процессами аннигиляции дислокаций, которые реализуются при их взаимодействии в полях внутренних напряжений. Выявленный

процесс адекватен динамическому возврату, наблюдаемому при деформации материала с высокой исходной плотностью дислокаций [6].

Из теории дислокационного уширения [2] известно, что в случае хаотически распределенных дислокаций

$$\Delta H_d(t) = A\sqrt{n(t)}, \quad (3)$$

где  $A$  – некоторая характеристика магнитной системы ферромагнетика.

Таким образом, окончательно выражение (1) с учетом (2) и (3) может быть представлено в виде:

$$\Delta H(t) = \Delta H_0 + B\sqrt{t}, \quad (4)$$

где  $B$  – некоторый феноменологический параметр, определяемый в эксперименте.

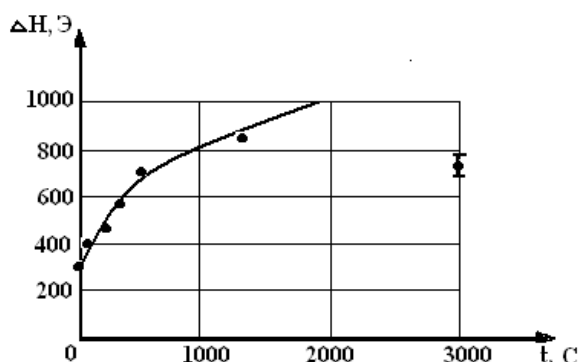


Рис. 1. Экспериментальная (точки) и рассчитанная по формуле (1) (сплошная кривая) зависимости  $\Delta H(t)$ .



На рисунке зависимость (4) изображена сплошной линией с параметром  $B \cong 14,0 \text{ Э.с.}^{-1/2}$ . Как видно из рис.1, эта зависимость хорошо описывает экспериментальные результаты до  $t \cong 1500 \text{ с.}$  Отсюда можно заключить, что основной причиной уширения линии ФМР в процессе облучения никеля ионами гелия является увеличение плотности дислокаций при облучении. Выявленная в работе высокая чувствительность ширины линии ФМР к процессам структурообразования, происходящим при внедрении ионов гелия в решетку никеля, а также экспрессность проведения резонансных измерений делает этот метод привлекательным для исследования дефектов кристаллической структуры ферромагнитных материалов при ионном облучении.

**Список литературы:** 1. Спольник А.И. Особенности уширения линии однородного ферромагнитного резонанса объёмными дефектами в металлах / А.И. Спольник, Л.М. Калиберда, М.А. Чегорян // УФЖ, 1989. – Т.34. – № 5. – С.764-769. 2. Ахиезер А.И. Теория дислокационного уширения линии однородного ферромагнитного резонанса / А.И. Ахиезер, В.В. Ган, А.И. Спольник. //ФТТ, 1975. – Т.17, вып. 8. – С. 2340-2346. 3. Залужный А.Г. Гелий в реакторных материалах / А.Г. Залужный, Ю.Н. Сокурский, В.Н. Тебус. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 224 с. 4. Калинин Б.А. Исследование радиационной эрозии конструкционных материалов при облучении ионами гелия / Б.А. Калинин, Д.М. Скоров, В.Л. Якушин. // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. – 1980. – Вып. 2 (13). – С.72-81. 5. Васильев Д.М. Некоторые рентгенографические методы изучения пластически деформированных металлов / Д.М. Васильев, Б.И. Смирнов. // УФН, 1961. – 73, вып. 3. – С. 503-508. 6. Бернштейн М.Л. Структура и механические свойства металлов / М.Л. Бернштейн, В.А. Займовский. – М.: Металлургия, 1970. – 471 с.

**УДК 621.923**

## **ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЕ АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ**

**Гасанов М.И.**, канд. техн. наук (НТУ “ХПИ”, Харьков)

*The results of experimental studies of the processes of internal round diamond and diamond-spark grinding. It is shown that the introduction of the cutting zone, well more power in the form of electrical discharges can intensify the process of grinding diamond wheels for metallic cords*

**Введение.** Применение алмазных инструментов стало важным фактором интенсификации процессов механической обработки деталей машин. В особой мере это относится к процессам алмазного шлифования, обеспечивающим высокое качество обрабатываемых поверхностей. Вместе с тем, с точки зрения производительности и себестоимости обработки процессы алмазного шлифования уступают процессам абразивного шлифования и поэтому их практическое использование весьма ограничено. Поэтому важно знать условия эффективного применения алмазного шлифования и его технологические возможности в плане повышения производительности и снижения себестоимости обработки.

**Анализ последних исследований и литературы.** Вопросам повышения эффективности алмазного шлифования в научно-технической литературе уделено большое внимание [1, 2]. Установлено, что при шлифовании твердо-

сплавных изделий эффективно применение алмазных кругов на органических связках, работающих в режиме самозатачивания, и алмазных кругов на металлических связках, работающих в режиме алмазно-искрового шлифования, при котором в зону резания вводится дополнительная энергия в форме электрических разрядов и обеспечивается постоянное поддержание высокой режущей способности алмазного круга [3]. Это позволяет повысить производительность обработки, уменьшить силы и температуру резания. Вместе с тем, несмотря на высокую эффективность данного метода шлифования, он изучен недостаточно и требует проведения дальнейших исследований.

**Цель исследования, постановка проблемы.** Целью работы является экспериментальное исследование и сравнение процессов круглого внутреннего обычного алмазного и алмазно-искрового шлифования. Для этого поставлена проблема определения производительности обработки и относительного расхода алмаза при шлифовании круглых вставок из твердого сплава ВК15 алмазными кругами на прочной металлической связке М2-01 и органической связке В2-01 на модернизированном под алмазно-искровое шлифование внутришлифовальном станке.

**Материалы исследования.** Экспериментально установлен характер изменения производительности обработки  $Q$  и относительного расхода алмаза  $q$  во времени при обычном алмазном шлифовании (рис. 1). Как видно, производительности обработки  $Q$  с течением времени обработки  $\tau$  для алмазного круга на металлической связке непрерывно уменьшается, а для круга на органической связке – первоначально уменьшается, затем фактически стабилизируется. Производительность обработки  $Q$  кругом на органической связке В2-01 выше, чем кругом на металлической связке М2-01. Относительный расход алмаза  $q$  при шлифовании кругом на металлической связке М2-01 увеличивается во времени, а при шлифовании кругом на органической связке В2-01 первоначально уменьшается, затем стабилизируется. Применение металлической связки обеспечивает меньший относительный расход алмаза.

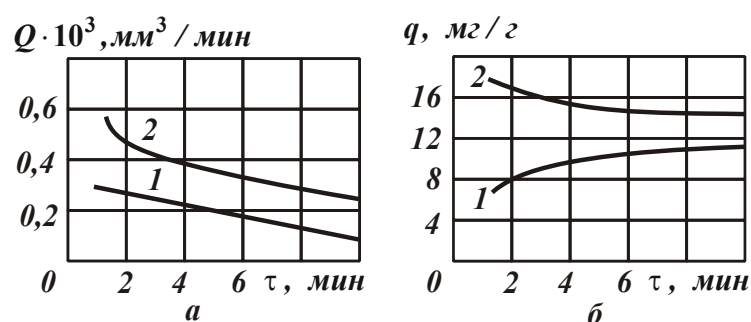


Рис. 1. Зависимость производительности обработки  $Q$  (а) и относительного расхода алмаза  $q$  (б) от времени  $\tau$ :  $V_{кр} = 23$  м/с;  $S_{нон} = 0,3$  мм/мин;  $V_{дет} = 60$  м/мин;  $S_{пр} = 3,2$  м/мин; 1 – металлическая связка М2-01; 2 – органическая связка В2-01.

Оценим степень затупления зерен круга при шлифовании, используя безразмерный параметр  $\eta$  [4]:

$$\eta = \frac{x}{H}, \quad (1)$$

где  $x$  – величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна, м;  $H = x + H_{max}$ ;  $H_{max}$  – максимальная толщина среза, м.

Параметр  $\eta$  можно определить на основе зависимости [4]:

$$\eta = \sqrt[3]{\frac{M}{q \cdot Q}}, \quad (2)$$

где  $M$  – размерный коэффициент, определяемый расчетно-экспериментальным путем (для шлифования твердого сплава ВК15 значение  $M = 393 \frac{\text{мм}^3}{\text{мин}} \cdot \frac{\text{мг}}{\text{г}}$ ).

В табл. 1 приведены значения произведения параметров  $q \cdot Q$ , полученные исходя из рис. 1, а в табл. 2 – рассчитанные по зависимости (2) значения безразмерного параметра  $\eta$  [5].

Таблица 1

Значения произведения параметров  $q \cdot Q$  в  $\frac{\text{мм}^3}{\text{мин}} \cdot \frac{\text{мг}}{\text{г}}$

Время обработки $\tau$ , мин	2	4	8	10
Связка М2-01	2100	2000	1648	1155
Связка В2-01	7285	5250	3020	3020

Таблица 2

Расчетные значения безразмерного параметра  $\eta$

Время обработки $\tau$ , мин	2	4	8	10
Связка М2-01	0,54	0,55	0,59	0,62
Связка В2-01	0,36	0,4	0,44	0,44

Как следует из приведенных таблиц, с течением времени обработки  $\tau$  произведение параметров  $q \cdot Q$  для алмазного круга на металлической связке М2-01 непрерывно уменьшается, а для круга на органической связке В2-01 – первоначально уменьшается, затем стабилизируется. Безразмерного параметр  $\eta$  для алмазного круга на металлической связке М2-01 непрерывно увеличивается, а для круга на органической связке В2-01 первоначально увеличивается, затем остается неизменным. При этом значения  $\eta$  для круга на металлической связке М2-01 больше, чем для круга на органической связке В2-01. Этим объясняется то, что через 10 минут шлифования алмазным кругом на металлической связке фактически отсутствует съем материала.

**Результаты исследования.** Проведенный анализ показал, что снижение производительности обработки обусловлено ростом параметра  $\eta$  вследствие затупления зерен круга. Чем больше параметр  $\eta$ , тем меньше производительность обработки. Органическая связка В2-01 обеспечивает самозатачивание круга, о чем свидетельствует стабилизация во времени параметра  $\eta$  и соответ-

ственно  $q$  и  $Q$ . Алмазный круг на металлической связке М2-01 быстро теряет режущую способность и работает в режиме затупления. Следовательно, для эффективного использования алмазного круга на прочной металлической связке М2-01 его необходимо непрерывно править в процессе обработки, что достигается применением алмазно-искрового шлифования.

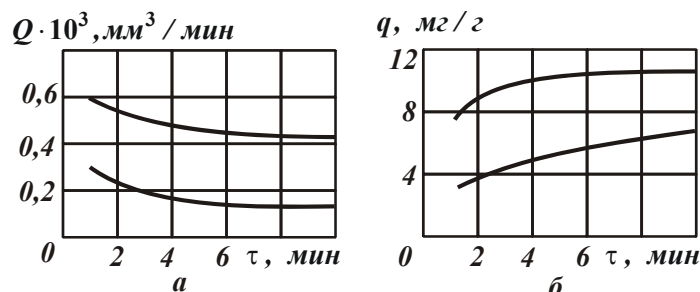


Рис. 2. Зависимость производительности обработки  $Q$  (а) и относительного расхода алмаза  $q$  (б) от времени шлифования  $\tau$ :  $V_{кр} = 23$  м/с;  $S_{non} = 0,3$  мм/мин;  $V_{дет} = 60$  м/мин;  $S_{np} = 3,2$  м/мин; 1 –  $I = 0$ ; 2 –  $I = 20$ А.

На рис. 2 приведены экспериментальные данные производительности обработки  $Q$  и относительного расхода алмаза  $q$ , полученные при внутреннем алмазно-искровом шлифовании твердого сплава ВК15 с использованием для правки алмазного круга источника постоянного тока. Как следует из рис. 2, при алмазно-искровом шлифовании производительность обработки  $Q$  (при силе тока  $I = 20$ А) незначительно изменяется во времени, тогда как при обычном алмазном шлифовании ( $I = 0$ ) непрерывно уменьшается в связи с потерей режущей способности алмазного круга на металлической связке М2-01. Относительный расход алмаза  $q$  при  $I = 0$  и  $I = 20$ А возрастает во времени. В табл. 3 приведены значения произведения параметров  $q \cdot Q$ , полученные с использованием экспериментальных данных, приведенных на рис. 2.

Таблица 3

Значения произведения параметров  $q \cdot Q$  в  $\frac{\text{мм}^3}{\text{мин}} \cdot \frac{\text{мг}}{\text{г}}$

Время обработки $\tau$ , мин	2	4	8	10
$I = 0$	2100	2000	1648	1155
$I = 20$ А	2200	2300	2400	2535

Из табл. 3 следует, что с течением времени обработки  $\tau$  произведение параметров  $q \cdot Q$  при  $I = 20$ А увеличивается. Согласно зависимости (2), это ведет к уменьшению (с затуханием) безразмерного параметра  $\eta$ . Следовательно, при  $I = 0$  параметр  $\eta$  во времени увеличивается (т.к. алмазный круг работает в режиме затупления), а при  $I = 20$ А параметр  $\eta$  уменьшается, имея тенденцию к стабилизации. С физической точки зрения это означает, что уменьшается величина линейного износа зерна  $x$  до момента его выпадения из связки круга.

Вследствие чего зерно становится острее и интенсивность съема материала возрастает. Своевременному удалению изношенных зерен из связки алмазного круга способствует непрерывное электроэрозионное воздействие на металлическую связку круга от возникающих электрических разрядов, которые приводят к термическому разрушению (выжиганию) связки, понижению уровня и непрерывному вскрытию новых алмазных зерен.

**Выводы.** В работе на основе проведенных исследований установлено, что в отличие от обычного алмазного шлифования кругом на металлической связке М2-01, когда зерна с течением времени полностью затупляются ( $\eta \rightarrow 1$ ) и съем обрабатываемого материала практически прекращается, при алмазно-искровом шлифовании в результате уменьшения параметра  $\eta \rightarrow 0$  обеспечивается высокая режущая способность круга, увеличивается производительность обработки и снижается относительный расход алмаза. Следовательно, введение в зону резания дополнительной электрической энергии в форме электрических разрядов необходимо рассматривать важным фактором интенсификации процесса шлифования алмазными кругами на прочных металлических связках.

**Список литературы:** 1. Попов С.А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С.А. Попов, Н.П. Малевский, Л.М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с. 2. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф.В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с. 3. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Н.К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с. 5. Гасанов М.І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / М.І. Гасанов. – Харків: Харк. держ. техн. ун-т, 1999. – 17 с.

УДК 330.33.015

## НОВІ ТЕХНОЛОГІЇ ВИРОБНИЦТВА НА ПРАТ «ІНСТИТУТ УКРОРГВЕРСТАТІНПРОМ» ЯК ЕКОНОМІЧНІ ВАЖЕЛІ СТВОРЕННЯ КОНКУРЕНТНИХ ПЕРЕВАГ

Білоус С.О., Савченко М.Ф., канд. техн. наук (ХНЕУ, Харків)

*On the example of the use of plasma cutters have highlighted the economic benefits of modern methods of calculation of cutting blanks and products*

Підприємство ПрАТ «Інститут Укроргверстатінпром» – промислове підприємство з широким асортиментом продукції. Котельне обладнання є одним із стратегічних напрямків діяльності підприємства, але при проведенні конкурен-

тного аналізу з товарами конкурентів були виявлені проблемні місця у газових котлах, що виробляються на підприємстві. Ціновий фактор завжди відіграє важливу роль у конкурентній боротьбі виробів на ринку, і тісно пов'язаний з технологією виробництва, яка відіграє суттєвий вплив у його формуванні. При розробці технологічного процесу вирішуються як чисто технічні, так і організаційно-економічні задачі. Найбільш важливими питаннями при розробці технології є: вибір відповідного устаткування; оптимізація параметрів; вибір номенклатури виробу; конструювання оптимального типу з'єднання; обробка технологічних прийомів різних типів з'єднань. Від правильного вибору устаткування в значній мірі залежить якість одержуваного виробу, продуктивність процесу й економічний ефект застосування даного методу.

ПрАТ «Інститут Укроргверстатінпром» має повний набір універсального верстатного металообробного обладнання (84 од.). Серед обладнання – верстат плазмового різання металу з ЧПК HPR800XD та листовинальний прес – можуть вважатись прикладом використання високотехнологічного обладнання для виготовлення виробів без або з мінімальним залученням ресурсозатратного устаткування (штампувального та металоріжучого) [1-4].

Використання верстату плазмового різання металу фірми Hypertherm дає змогу виконувати частину заготівельної, розміточної, фрезерної, свердловально-механічної та слюсарної операцій за допомогою одного єдиного плазморізу. Функціонування верстату плазмового різання металу з ЧПК та листовинальний пресу як суміщеного комплексу дозволяє, як показує аналіз номенклатури підприємства, замість трудомістких слюсарних та штампувальних операцій виготовляти до 20...40% виробів з листового та сортового металу без подальших оздоблювальних операцій.

Використання плазморізу фірми Hypertherm забезпечує мінімальну ширину різку і «чисті» без напливів, перегартовування і грата кромки, які майже не потребують додаткової обробки, тонкі листи металів уникають деформації.

Переваги плазмової різки. При правильному підборі потужності вона дозволить в 4-10 разів (у порівнянні кисневим різанням) підвищити продуктивність. За цим параметром плазморіз поступається лише промисловій лазерній установці, зате набагато виграє в собівартості [2-4]. Економічно доцільно використовувати плазмове різання на товщинах металу до 50-60 мм. Киснева ж різка краща при розкрої сталевих листів товщиною понад 50 мм. Універсальність плазмової різки дозволяє обробляти і сталь, і чавун, і алюміній, і мідь, і титан, і будь-який інший метал, причому роботи виконуються з використанням одного і того ж обладнання: досить вибрати оптимальний режим за потужністю і виставити необхідний тиск повітря. Важливо відзначити і те, що якість попередньої підготовки поверхні матеріалу особливого значення не має: іржа, фарба або бруд на заваді не стануть.

Сучасні плазморізи забезпечують мінімальну ширину різку і «чисті» без напливів, перегартовування і грата кромки, майже не потребують додаткової обробки, забезпечуючи точність і високу якість різку. Важливо й те, що зона нагріву оброблюваного матеріалу набагато менше, ніж при використанні автогену, а оскільки термічний вплив на ділянці різку мінімально, то й теплові дефор-

мації вирізаних деталей незначні, навіть якщо вони невеликої товщини. Безпечність обумовлена відсутністю вибухонебезпечних газових балонів, необхідних для газового розрізання металу. При цьому рівень забруднення навколишнього середовища низький. Відносно економічної сторони питання, то цілком очевидно, що при великих обсягах робіт плазмова різка вигідніше тієї ж кисневої або, наприклад, механічної. В інших же випадках потрібно враховувати не матеріали, а трудомісткість використання. Наприклад, зробити фігурний різ в товстому листі недовго і автогеном, але може знадобитися тривала шліфівка країв (рис 1).

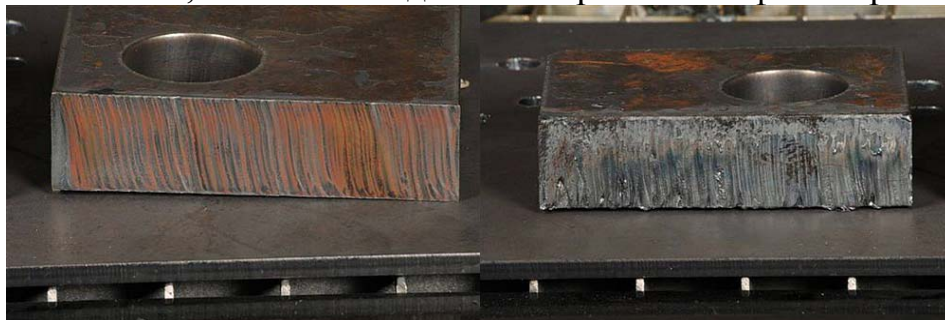


Рис. 1. Лист металу, розрізаний за допомогою плазморізу (зліва) та автогену (зправа).

На рис. 1 зображено лист товщиною 30 мм, розрізаний за допомогою плазморізу, гладкий, майже не має окалини та менш шорсткувату кромку. Окалину, що утворилась зазвичай можна просто збити, без необхідності зачищення або зішкрябання, що істотно скорочує час, необхідний для вторинної обробки. Менша необхідність в зачистці забезпечує підвищення продуктивності.

Порівняння трудомісткості за операціями при виробництві котла «Рубін-10П» з використанням оригінальної технології та нової наведено у табл. 1.

Згідно наведеним даним наявне зменшення трудомісткості (табл. 2) за операціями на 61 % або 34,5 н/г., причому найбільше зменшення трудомісткості відбулося за фрезерувальною операцією – 13,75 н/г., слюсарною – 11,7 н/г. та свердлувально-механічною – 6,38 н/г або 31,83 н/г, що складає 82,23% від загального обсягу зменшення витрат часу від впровадження нової технології виробництва (Рис. 2). Виконання цих операцій покладено на плазмовий верстат з ЧПК та листозгинальний прес, котрі при сумарній трудомісткості за операціями 1,16 н/г. та 1,42 н/г. можуть виконати той же обсяг робіт.

Таблиця 1

Загальна трудомісткість за операціями

Операція	Загот.	Розм.	Токар.	Фрез.	Розт.	Свер.М.	Св-Зб	Слюс.	Зварюв.	Сл-Зб	Терм.	Гальв.	Фарб.	Zinser	ЕНТ	Усього
Технологія № 1, н/г	2,84	3,60	1,88	13,84	0,85	6,46	0,96	18,69	3,91	2,66	0,012	0,012	0,78	0,00	0,0	56,5
Технологія № 2, н/г	0,37	0,04	1,88	0,09	0	0,08	2,54	6,99	3,91	2,66	0,012	0,012	0,85	1,16	1,42	22,0
Приріст абс., н/г	-2,47	-3,56	0,0	-13,75	-0,85	-6,38	1,58	-11,7	0,0	0,0	0,0	0,0	0,07	1,16	1,42	-34,5
Приріст,%	-87,0	-98,9	0	-99,3	-100	-98,8	164,6	-62,6	0	0	0	0	8,97	100	100	-61,0

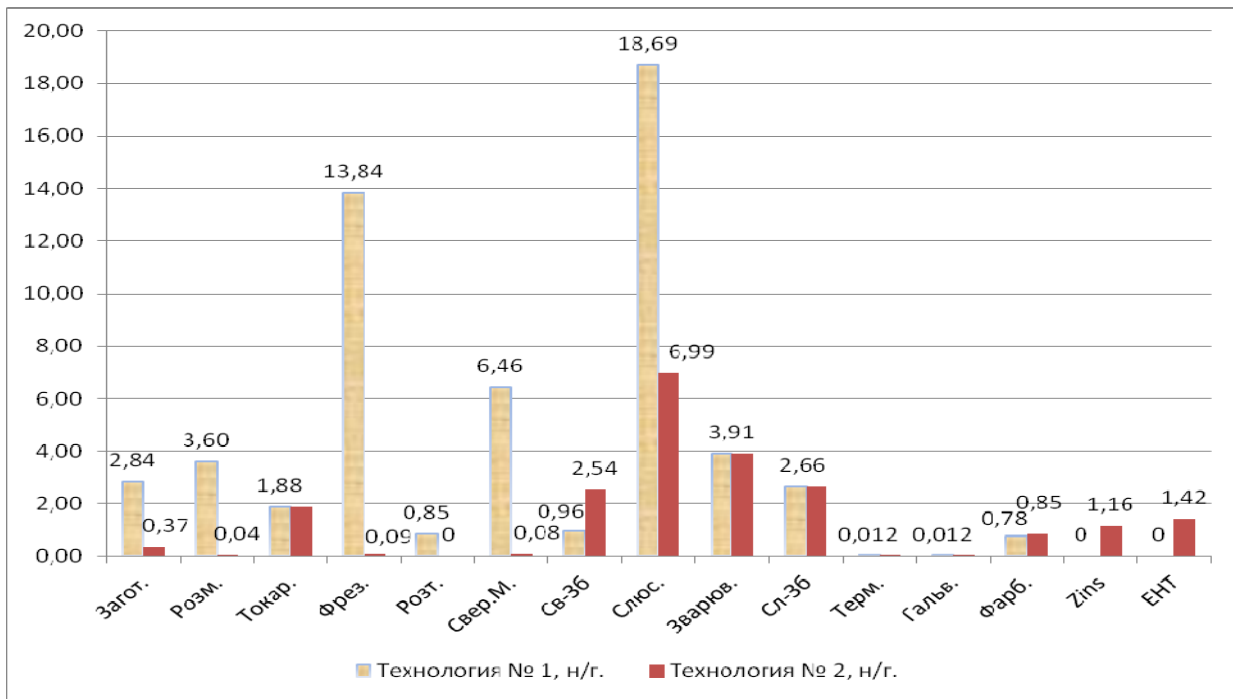


Рис. 2. Трудомісткість за операціями.

Таблиця 2

Технологічний процес виробництва стінки до котла «Рубін-10П»

№ з/п	Найменування операції	Розряд	Тшт., н/г	Зміст операції
1	Заготівельна	4	0,03	Розмітити, вирубити в р-р212,5x100, маркувати
2	Заготівельна	4	0,04	Розмітити, вирубити 2 заниження на пресі, маркувати
3	Слюсарна	4	0,02	Зачистити, рихтувати
4	Розміточна	4	0,2	Розмітити 4 отвори Ф7, 6+2 отв. Ф4,5, отв. Ф26, паз 50x30, паз 43x15, 2 паза 3x22, виборку R9 по контуру
5	Свердлильно-механічна	4	0,4	Свердлити 4 отв. Ф7, 6+2 отв. Ф4,5, отв. для заходу фрез у пазах, зенкувати фаски на виході свердла
6	Фрезерна	4	0,44	Фрезерувати паз 50x30, паз 43x15, 2 пази 3x22, виборку R9 по контуру зачистити
7	Слюсарна	4	0,12	Припилити радіуси від фрез в пазах
8	Слюсарна	4	0,04	Гнути деталь
9	Слюсарна	4	0,001	Транспортувати деталь
Усього:			1,291	

Особливості існуючого та запровадженого технологічного процесів виробництва деталі типу «стінка» приведено у табл. 1 та табл. 2. У технологічного процесі виробництва завдяки новій технології (з використанням плазмового верстату) при виготовленні стінки до котла «Рубін-10П» (табл. 2) кількість окремих операцій зменшена з 9 до 5, причому, час на виконання цих операцій значно зменшився. Як видно з табл. 1 та табл. 2, значно зменшилась трудомісткість операцій з 1,291 н/г до 0,251 н/г або у 5,14 р. У грошовому виразі виробництво стінки за модернізованою технологією склало 2,91 грн. проти 15,01 грн. за старою, що свідчить про економію коштів у 5,16 раз. Тобто економія у грошовому виразі перевищує економію від зниження трудомісткості на 0,4 %, що свідчить



про ефективність використання новітніх технологій у виробництві. При цьому досягаються при використанні чорних та кольорових металів значення шорсткості поверхні менші за Rz 80 та прийнятні по точності розміри.

Таблиця 2

Новий технологічний процес виробництва стінки до котла «Рубін-10П»

№ з/п	Найменування операції	Розряд	Тшт., н/г	Зміст операції
1	Порізка Zinser	4	0,03	Вирізати: отв. Ф26, паз 30x50, паз 44x15, 2 пази 3x12, 4 отв. Ф7,5; Деталь по контуру: маркувати.
2	Слюсарна	4	0,05	Зачистити, рихтувати, зачистити зони біля швів дл. 20 мм. до металевого блиску
3	Гибочна	4	0,02	Протерти, гнути згідно до чертежу
4	Слюсарна	4	0,001	Транспортувати деталь на збиральну дільницю
5	Свердлувально-складальна	4	0,15	Розмітити, свердлити 6 отв. Ф4,5, зенкувати фаски 0,5x45 на виході свердла
Усього:			0,251	

Впровадження запропонованих нововведень на підприємстві ПрАТ «Інститут Укроргверстатінпром» дасть можливість підвищити рівень його конкурентоспроможності за рахунок підвищення ефективності виробництва, покращення якості виробів та задоволення споживачів сучасним дизайном вітчизняних виробів.

**Список літератури:** 1. Обладнення фірми Hypertherm. Електронний ресурс. Режим доступу: <http://www.hypertherm.com/ru/>. 2. Практические технологии. Електронний ресурс. Режим доступу: <http://www.kjellberg.de/>. 3. Плазменная резка металла. Електронний ресурс. Режим доступу: <http://www.npprusmet.ru/articles.php?id=65>. 3. Малаховский В.А. Плазменные процессы в сварочном производстве: Учеб. пособие для сред. ПТУ. – М.: Высш. шк., 1988. – 72 с.



### 3. ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

УДК 33.330.3

#### **ЭКОНОМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ИННОВАЦИОННОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ**

**Бенин Е.Ю.** (ООО “НПО “Свет шахтера”, Харьков)

*Given the economic assessment and the experience of technical re-engineering enterprises of advanced new High Tech manufacturing of machine parts*

Среди большого количества факторов, определяющих условия повышения эффективности деятельности предприятия, следует особо выделить модернизацию производства, его техническое перевооружение новыми технологиями, оборудованием, инструментами и оснасткой [1]. Этому в значительной степени способствуют последние достижения в области микропроцессорной техники, которые открыли новые перспективы создания высокоэффективных металлообрабатывающих станков типа “обрабатывающий центр” с числовым программным управлением. При рациональном использовании данные станки обеспечивают повышение в 10–100 раз производительность труда и достижение высоких показателей качества изготовления деталей машин. Это создает объективные предпосылки кардинальной перестройки производства, выхода машиностроительных предприятий из кризиса и организации выпуска отечественной высококачественной конкурентоспособной машиностроительной продукции. Подтверждением тому является опыт модернизации производства на ряде машиностроительных предприятий города Харькова и в целом по Украине. В связи с этим, целью работы является обобщение опыта технического перевооружения передовых машиностроительных предприятий новыми наукоемкими технологиями изготовления (обработки) деталей машин.

Для этого проведем теоретический анализ себестоимости механической обработки  $C$  деталей машин с учетом трех основных статей затрат:

$$C = n_1 \cdot t_H \cdot S_1 \cdot k + n_2 \cdot Ц + n_1 \cdot S_2 \cdot W \cdot t_H \quad (1)$$

где  $n_1$ ,  $n_2$  – количество обрабатываемых деталей и потребляемых инструментов, шт.;  $t_H = Z \cdot t_0$  – норма времени на обработку одной детали, час;  $t_0$  – основное технологическое время обработки одной детали, час;  $Z$  – коэффициент, учитывающий долю вспомогательного времени на обработку одной детали по отношению к основному времени ( $Z > 1$ );  $S_1$  – тарифная ставка рабочего, грн/час;  $k$  – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления (налоги) на заработную плату рабочего;  $Ц$  – цена одного инструмента, грн;  $S_2$  – стоимость единицы электрической энергии, грн/Дж;  $W$  – потребляемая мощность процесса обработки, Вт.

В зависимости (1) учтены три основные статьи затрат, связанные с заработной платой рабочего, стоимостью инструментов и потребляемой энергии при обработке на станке. В работе [2] установлено, что в точке минимума себе-

стоимости обработки первое слагаемое всегда больше второго слагаемого. Поэтому представляет интерес сравнение первого и третьего слагаемых.

Как известно,  $W = P_z \cdot V_{рез}$ , где  $P_z = \sigma \cdot S$  – главная (тангенциальная) составляющая силы резания, Н;  $\sigma$  – энергоемкость обработки, Н/мм<sup>2</sup>;  $S$  – площадь поперечного сечения среза при обработке, мм<sup>2</sup>;  $V_{рез}$  – скорость резания, м/с. Тогда  $W = \sigma \cdot S \cdot V_{рез} = \sigma \cdot Q$ , где  $Q$  – производительность обработки, мм<sup>3</sup>/с. С учетом того, что  $t_0 = V_0 / Q$ , а  $V = n_1 \cdot V_0$  и  $z = 1$ , зависимость (1) примет вид

$$C = V \cdot (S_1 \cdot k + S_2 \cdot \sigma) + n_2 \cdot Ц, \quad (2)$$

где  $V_0$  – объем материала, снимаемый с одной детали, мм<sup>3</sup>;  $V$  – суммарный объем материала, снимаемый с  $n_1$  деталей, мм<sup>3</sup>.

Как видно, первое и третье слагаемые зависимости (1) удалось объединить и свести к одному слагаемому (заклученному в скобки), что позволяет провести их отдельный количественный анализ. Произведем расчеты для следующих расчетных данных, установленных экспериментально при точении:  $Q = 20 \cdot 10^3$  мм<sup>3</sup>/мин;  $\sigma = 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>. Примем  $S_1 = 25$  грн/час;  $k = 1$ ;  $S_2 = 1$  грн/(кВт·час) =  $10^{-3}$  грн/(Вт·час). Тогда первое слагаемое, заключенное в скобки, равно:  $2 \cdot 10^{-5}$  грн/мм<sup>3</sup>. Соответственно, второе слагаемое, заключенное в скобки, равно:  $0,3 \cdot 10^{-5}$  грн/мм<sup>3</sup>.

Как видно, затраты, связанные с заработной платой рабочего, существенно превышают затраты на электрическую энергию при обработке. При существенном увеличении энергоемкости обработки  $\sigma$  (например, в 10 раз), что может иметь место при шлифовании труднообрабатываемых материалов, второе слагаемое, заключенное в скобки, будет сопоставимо с первым слагаемым. С физической точки зрения это обусловлено интенсивным затуплением круга и возникновением значительной силы трения в зоне резания.

Экспериментально установлено, что изменение параметров режима резания незначительно влияет на изменение энергоемкости обработки  $\sigma$ . Более существенное влияние оказывает метод обработки и применяемый инструмент. Как показано выше, при шлифовании энергоемкость обработки  $\sigma$  будет значительно больше, чем при лезвийной обработке (точении, фрезеровании). Следовательно, в этом случае параметр  $\sigma$  необходимо учитывать при расчете себестоимости обработки. Полученные результаты позволяют научно обоснованно подходить к выбору современного металлообрабатывающего оборудования. Примером тому могут быть значительные успехи, достигнутые в первую очередь на предприятиях авиационного комплекса, где остро стоит проблема изготовления высокоточных деталей [2]. Так, на ГП ХМЗ “ФЭД” для ее решения приобретено и эффективно используется до 50 единиц современных высокооборотных станков с ЧПУ производства ведущих зарубежных станкостроительных фирм. В результате более половины сложных в изготовлении деталей гидро- и топливорегулирующей аппаратуры авиационного назначения (изготовленных из высокопрочных сплавов и сталей) обрабатывается на данных станках по новым технологиям. Это позволило, во-первых, гарантированно обеспечить высокие требования по точности и качеству обрабатываемых поверхно-

стей, т.е. успешно осуществить прецизионную обработку деталей. Во-вторых, многократно уменьшить трудоемкость обработки, поскольку по действующим технологиям детали обрабатывались на разных станках, а это требовало их длительной наладки, переустановки деталей, что также приводило к снижению точности обработки. По новым технологиям обработка данных деталей производится на одном станке фактически с одного установка в автоматизированном режиме. Это обеспечивает более точное позиционирование обрабатываемой детали, резко снижает трудоемкость ее изготовления. Например, сложная в изготовлении деталь “водило” ранее обрабатывалась на универсальном оборудовании с большим количеством токарных, фрезерных и сверлильных операций. В настоящее время эти операции объединены в одну операцию, которая выполняется на современном обрабатывающем центре “Picomax 60”. Если ранее для обработки данной детали использовалось 47 различных видов режущих инструментов, то по новой технологии всего 23 инструмента, т.е. достигнута значительная экономия по расходу режущих инструментов. При этом стабильно обеспечиваются высокие показатели шероховатости и точности обработки. Производительность труда повысилась в 2,5 раза, что позволило сократить число работающих с 8 до 2-х человек. Вместе с тем, данные станки – зарубежного производства и дорогостоящие. Поэтому вопросы их приобретения предприятием требуют тщательного экономического анализа и, прежде всего, с точки зрения снижения себестоимости на операциях обработки деталей машин, т.к. снижение себестоимости – важнейший путь к увеличению прибыли и рентабельности товарной продукции, повышению промышленного производства. В связи с этим были проведены экспериментальные исследования себестоимости обработки на операции фрезерования [3]. Установлено, что применение сборной концевой фрезы, оснащенной твердосплавными пластинками с износостойким покрытием (зарубежного производства), по сравнению с отечественной монолитной фрезой позволяет до 10 раз уменьшить себестоимость и примерно в такое же количество раз увеличить производительность обработки. Эффект достигается главным образом за счет снижения статьи затрат, связанной с заработной платой рабочего. При этом статья затрат, связанная с расходом режущих инструментов, незначительна и составляет всего 5–7% в суммарных затратах на обработку. Из этого вытекает возможность увеличения стоимости инструмента без заметного увеличения суммарных затрат на обработку, что предполагает применение более производительных инструментов, обеспечивающих существенное увеличение производительности и снижение статьи затрат, связанной с заработной платой рабочего, и в целом – снижение себестоимости обработки.

Полученные таким образом результаты исследований себестоимости механической обработки были использованы для совершенствования технологических процессов обработки поверхностей корпусных деталей гидроаппаратуры на ГП ХМЗ “ФЭД”. Перспективным направлением решения данных задач стало применение высокоскоростной обработки на современных высокооборотных станках с ЧПУ: “PICOMAX”, “HERMLE”, “SPINNER” и т.д. Обработка корпусных деталей на этих станках ведется на повышенных скоростях резания ( $n=4000 - 20000$  об/мин) и подачах ( $S=6 - 30$  м/мин). Широко применяются прогрессив-

ные режущие инструменты фирм “KORLOY”, “ISKAR”, “GUHRING”, “TAEGUTEC” и др., что позволяет резко повысить производительность, точность и качество обработки. Несмотря на высокую стоимость данных металло-режущих станков с ЧПУ и инструментов, в условиях высокоскоростной обработки срок их окупаемости незначителен.

Показательным может быть также опыт применения современных высокооборотных станков с ЧПУ в основном производстве ПАО ХМЗ “Свет шахтера” (г. Харьков). Основная продукция данного предприятия – шахтное оборудование, в частности шахтные конвейеры. Главной проблемой при их изготовлении является изготовление редуктора привода. В настоящее время конструкторским бюро завода разработана гамма прогрессивных конструкций редукторов и поэтому актуальна проблема их качественного изготовления. Для успешного решения данной проблемы заводом приобретен ряд новых металлообрабатывающих станков с ЧПУ, которые в настоящее время эффективно эксплуатируются.

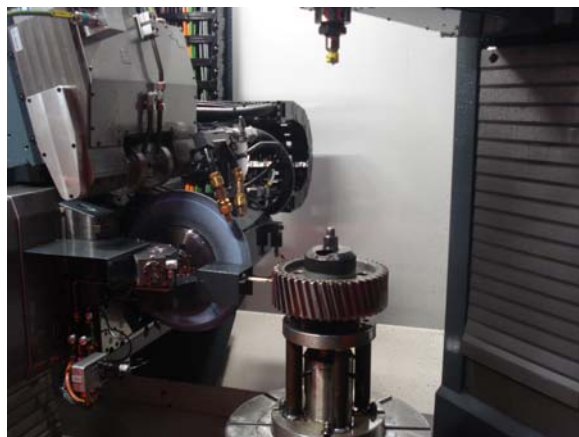


Рис. 1. Обработка зубчатого колеса на зубошлифовальном станке мод. HOFLEER RAPID 1250.

Так, благодаря применению современного зубошлифовального станка с ЧПУ мод. HOFLEER RAPID 1250 (рис. 1), работающему по методу профильного копирования, удалось высвободить 4 устаревших зубошлифовальных станка, работающих по методу обката, и всю годовую программу обработки зубчатых колес выполнять на одном станке, обеспечивая при этом высокие требования по точности и качеству обрабатываемых поверхностей. Производительность обработки увеличилась более чем в 5 раз. Примерно в такое же количество раз

уменьшилась себестоимость обработки. Срок окупаемости приобретенного зубошлифовального станка составил всего 0,5 года, что свидетельствует о высокой эффективности применения новой прогрессивной технологии зубошлифования. С целью дальнейшего совершенствования операции зубошлифования на заводе была приобретена координатно-измерительная машина GLOBAL Perfomance 122210. Она предназначена для автоматизации контрольных измерений параметров точности обработки зубчатых колес, а также других обработанных деталей редукторов шахтных конвейеров.

Необходимо отметить, что традиционно эти измерения производились с использованием различных измерительных устройств с достаточно низкой точностью измерений и требовали значительного времени на измерение, т.е. были весьма трудоемки. Это затрудняло, во-первых, контролировать размеры обработанных сложнопрофильных зубчатых колес, во-вторых, требовало длительной настройки зубошлифовального станка на заданный размер. В результате общая трудоемкость операций зубошлифования (включая обработку зубчатого колеса на станке, измерение его размеров и поднастройку станка на требуемый размер) увеличивалось многократно. Применение новой координатно-измерительной машины позволило

коренным образом изменить структуру технологии зубошлифования, поскольку данная машина позволяет с одного установка измеряемого зубчатого колеса измерить и с помощью компьютера графически представить все отклонения от заданных размеров обработанных поверхностей зубчатого колеса. Это существенно повысило точность и многократно снизило трудоемкость измерений. В связи с этим, фактически исключаются проблемы поднастройки зубошлифовального станка на размер по причине износа шлифовального круга и проявления других факторов. Поднастройка станка производится значительно быстрее во времени и с большей точностью, что в конечном итоге приводит к повышению качества обработки зубчатого колеса и соответственно срока его службы.

Изготовленный таким образом редуктор привода шахтного конвейера характеризуется более высокими технико-экономическими показателями и становится вполне конкурентоспособным с лучшими зарубежными аналогами. В результате продукция ПАО ХМЗ “Свет шахтера” фактически завоевала рынок Украины, поскольку шахтные конвейеры используются практически на всех угольных шахтах Украины, а также на многих шахтах России и Республики Беларусь. Таким образом, благодаря разработке новой технологии изготовления редукторов приводов шахтных конвейеров на основе оптимизации параметров операций по критерию наименьшей себестоимости обработки удалось существенно снизить трудоемкость и себестоимость изготовления редукторов при обеспечении высокого качества обработки. Это позволило в конечном итоге выйти на создание конкурентоспособной машиностроительной продукции.

**Список литературы:** 1. Мякота В. Себестоимость продукции от выпуска до реализации / В. Мякота, Т. Войтенко. – Х.: Фактор, 2007. – 288 с. 2. Новіков Ф.В. Обґрунтування економічної ефективності технології виготовлення деталей машин / Ф. В. Новіков, Є. Ю. Бенін // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Х.: ХНЕУ, 2012. – №1(61). – С. 84-86. 3. Жовтобрюх В.А. Определение оптимальных условий механической обработки по наименьшим затратам на операцию / В. А. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков, Е. Ю. Бенін // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 9 (205). – Донецьк: ДонНТУ, 2012. – С. 142-146.

**УДК 33.330.3**

## **ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ РАЗЛИЧНЫХ МОДЕЛЕЙ МЕНЕДЖМЕНТА НА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЯХ**

**Оспищева А.К.** (Фирма “ДиМерус Инженеринг” ООО, Харьков)

*The analysis of the practical use of different models management in engineering enterprises*

Для определения возможных путей снижения себестоимости продукции машиностроительного предприятия и повышения эффективности его деятельности необходимо для начала разобраться, какие основные расходы несет предприятие и что в итоге определяет стоимость конечного изделия. В том или ином соотношении основными составляющими элементами себестоимости любого машиностроительного предприятия являются:

- амортизация основных фондов; расходы на их содержание и эксплуатацию;
- сырье, материалы, топливо и энергия;
- оплата труда рабочих и отчисления на социальные нужды;
- прочие расходы (общепроизводственные, общехозяйственные, производство брака, налоги и сборы, оплата кредитов, внепроизводственные расходы).

Соответственно основными способами снижения себестоимости продукции и повышения эффективности производства будут:

- сокращение машинного времени обработки деталей;
- сокращение потерь времени в связи с простоями на производстве;
- оптимизация технологии производства – сокращение количества операций и перемещений, сокращение числа задействованных рабочих;
- сокращение производства бракованной продукции и производства запасов.

Можно выделить два основных пути повышения эффективности предприятия, сложившиеся в мире.

Первый – путь, по которому движется большинство западных производителей. Он требует значительных инвестиций. Это полная или частичная реорганизация и модернизация производства: установка современного высокотехнологичного оборудования, автоматизация производства, использование робототехники, сокращение персонала и максимальное исключение использования труда рабочих. Таким образом, повышается качество и конкурентоспособность продукции, в десятки раз возрастает производительность предприятия, сокращается количество брака и простоев. Несомненно, при постоянном высоком спросе на продукцию предприятия вложения окупаются в течение достаточно короткого периода времени. В условиях нашей страны, где возможность капитальных инвестиций ограничена, на машиностроительных предприятиях зачастую обновляют оборудование отдельных участков. Устаревшие станки заменяют на новые импортные с числовым программным управлением. Они позволяют использовать для обработки более скоростной, производительный и высокоточный инструмент. При этом корректируется технология обработки деталей, сокращается количество операций и, соответственно, машинное время обработки. Так, в ходе испытаний на одном из действующих предприятий Украины на операции «сверление» корпуса детали замена сверла собственного производства диаметром 27 из стали Р6М5 на высокотехнологичное импортное сверло со сменными твердосплавными пластинами позволило в 5 раз сократить машинное время операции – скорость обработки была увеличена с 50 до 250 м/мин., величина подачи увеличилась 30 до 300 мм/мин. Сокращение машинного времени привело к снижению постоянных расходов (по амортизации, содержанию и эксплуатации основных фондов, оплате труда и социальным отчислениям, выплате кредитов в расчете на данную операцию). Учитывая количество отверстий диаметром 27 мм, обработанных в течение года, предприятие, благодаря замене одной позиции инструмента, получило годовую экономию более 1 млн. грн.

Второй путь повышения эффективности предприятия – путь большинства восточных компаний, быстро набирающий популярность в России и, учитывая экономическую ситуацию в Украине, для нас наиболее приемлемый. Это по-



строение работы предприятия на основе опыта производственной системы TOYOTA (TPS) – путь «непрерывного совершенствования методов работы» [1].

Принципы TPS были внедрены частично или полностью на таких российских предприятиях как Братский алюминиевый завод, Ярославский завод дизельной аппаратуры, «Группа ГАЗ», «Иркутскэнерго», НПФ «Пакер» и многих других, что, несомненно, дало свои результаты. Этот путь не требует капитальных вложений, но является достаточно трудоемким. Требуется несколько лет усиленной работы, прежде чем производственная система начнет правильно функционировать и даст свои результаты. Первая и, пожалуй, основная проблема на этом пути – степень готовности к переменам его участников. Особенно это касается лидеров предприятия. Довольно сложно решиться на смену всех устоявшихся правил и традиций, существовавших десятилетиями.

Как начинается такая работа? Если топ-менеджмент готов к подобной реорганизации, проводится тщательный анализ производственного процесса и деятельности всех его участников. Выявляются «узкие места», простои, лишние операции, неправильный маршрут перемещения деталей, беспорядок на рабочих местах. Так, на одном из предприятий в ходе эксперимента было проведено наблюдение непосредственно на производстве в цехах технологического процесса механической обработки корпусных деталей комбайна. В результате полученных сведений и анализа полученных данных установлено, что срок производства комбайна без потери времени должен составлять около 55 дней, тогда как фактически требуется до 90 дней. Потери времени вызваны целым рядом причин, таких как:

- перегруженность расточных станков с ЧПУ, вследствие чего детали после черновой обработки становятся в очередь ожидания на чистовую механическую обработку на этих станках;

- неполное использование магазинов с инструментом на указанных станках ввиду незагруженности в них инструмента, что в свою очередь влечёт за собой значительное увеличение вспомогательного и подготовительного времени на установку, замену, переналадку инструмента;

- невысокое качество литейных отливок (наличие включений песка, повышенная твёрдость), что приводит к увеличению времени механической обработки, повышенному износу инструмента, потерям времени на исправление дефектов литья;

- невысокий уровень квалификации операторов станков.

Работа по сокращению потерь времени и есть работа по сокращению себестоимости продукции. Необходимо проводить регулярные исследования рынка и, в зависимости от спроса на те или иные виды продукции, планировать производственную программу предприятия. Производственная система – это здравый смысл [2]. Продукции изготавливается ровно столько, на сколько существует спрос для исключения перепроизводства и создания запасов. Также исключаются расходы на их складирование и хранение.

Требуется проведение работы по устранению возможности производства брака – проведение планового технического обслуживания всего оборудования и механизмов, тестирование, наладка, замена его элементов и модернизация

при необходимости; систематическая проверка уровня квалификации работников и его соответствия выполняемым функциям; использование качественного сырья и заготовок.

Строится особая схема мотивации сотрудников, которые становятся активными участниками в создании производственной системы предприятия, имея возможность вносить предложения по улучшению работы и участвовать в их реализации. Ведется постоянная работа по обучению и повышению квалификации работников, по созданию «командного духа».

Результатом подобной комплексной работы на любом предприятии будет повышение его эффективности в той же мере, как и при капитальном переоснащении производства. На рынках России и Украины работают предприятия, прошедшие как полное переоборудование и полностью использующие новейшие технологии в машиностроении, так и те, которые добились значительного роста без крупных инвестиций путем непрерывного улучшения производственных процессов.

**Список литературы:** 1. Масааки Имаи Гемба кайдзен. Путь к снижению затрат и повышению качества. – Gemba Kaizen: A Commonsense, Low-Cost Approach to Management. – М.: Альпина Паблишер», 2010. – 344 с. – (Модели менеджмента ведущих корпораций). 2. Сергей Филиппов, Сергей Турусов, Валерий Волянский, Михаил Эренбург. СЛОМАЙ СТЕРЕОТИП! Производственная система Братского алюминиевого завода. – М.: Институт комплексных стратегических исследований, 2010. – 208 с.

**УДК: 334.72.009**

## **ПРОГРЕСИВНІ ТЕХНОЛОГІЇ І ОБЛАДНАННЯ НА ПОЛІГРАФІЧНОМУ ПІДПРИЄМСТВІ – ГОЛОВНА СКЛАДОВА ФОРМУВАННЯ КОНКУРЕНТНИХ ПЕРЕВАГ ПІДПРИЄМСТВА**

**Долженко А. В., Савченко М.М. (ХНЕУ, Харків)**

*We consider the process of manufacturing printed products on the example of the publishing house "Baldrak", identified "narrow" places in the production process of the enterprise; propose measures to improve the production of the company formation process as the main component of the competitive advantages of the company*

**Актуальність.** Одним з головних напрямків української економіки є успішний розвиток вітчизняних підприємств. Досягнення цієї мети в умовах жорсткої конкуренції, можливе лише при успішному формуванні конкурентних переваг підприємств. Вивченням конкурентних переваг підприємства займалися такі вчені: Ю. Юданов, В. Пастухова, М.Портер, К. Макконелл, К.Штайльманн, Р. Фатхутдінов, Н. Куденко, Г. Азоев, А. Челенков, Н.Сафіулінін, Г. Михайлик, Л. Балабанової, Т.Омелянко, Перлов В.І. та ін. Кожен з них виділяв окремі складові в діяльності підприємства, які могли б стати конкурентними перевагами. Але, що стосується поліграфічних підприємств, то найголовнішою складовою їхньої діяльності повинно бути процес виробництва, тобто саме його опти-

мізація та покращення повинно бути метою підприємства. Мета статті – дослідження та покращення виробничого процесу на поліграфічному підприємстві.

**Основний матеріал.** Обсяги виготовлення поліграфічної продукції на виробничому будинку (ВБ) «Балдрук» залежать в основному від кількості замовлень, адже підприємство ґрунтує свою діяльність на співпраці з багатьма постійними партнерами. Виходячи з цього стає зрозумілим, що якість та різноманітність продукції, а також швидкість її виготовлення стають головними складовими успішного функціонування підприємства. Звідси з'являється необхідність розглянути технологічний процес виробництва поліграфічної продукції на ВБ «Балдрук» та знайти недоліки в роботі підприємства.

Процес виробництва поліграфічної продукції складається з трьох етапів: додрукарська підготовка, власне сам друк та післядрукарська обробка і оздоблення. Додрукарська підготовка полягає у проведенні операцій, пов'язаних з комп'ютерною обробкою зображення, виготовленням фотоформ і, власне, друкованих форм [1]. Для проведення цих процедур на ВБ «Балдрук» є всі необхідні умови, а саме висококваліфікований персонал та нові комп'ютери, які були придбані протягом 2009 та 2010 років, а отже потреби в удосконаленні цього етапу не існує. Наступний етап це власне друк необхідної продукції, який може відбуватися різними способами. Для виконання друку на ВБ «Балдрук» встановлена рольова офсетна машина виробництва газетного, книжково-журнальної, бланкової а також рекламно-акцидентної продукції 4 ПОГ-60. Наявність такої машини є одночасно тим фактором, що забезпечує конкурентоспроможність підприємства в порівнянні з багатьма конкурентами, виробниками поліграфічної продукції, але недостатньою, щоб займати лідируючі позиції на ринку Харківської області. Отже виникає потреба в заміні старого обладнання більш новим, що дозволило б виготовляти продукцію яка б відповідало сучасним потребам споживачів.

Останнім етапом виробництва є післядрукарська обробка. Що стосується післядрукарського обладнання, то на даний час, при існуючій системі друку, воно є достатнім та не потребує негайної заміни.

Отже розгляд технологічного процесу виробництва показав, що на даний час підприємство не має конкурентних переваг при виробництві продукції, а отже є непривабливим для потенційних замовників. Тому головним напрямком в діяльності підприємства повинно бути оновлення обладнання. Першим кроком на цьому складному шляху повинна стати заміна головної машини для друку 4 ПОГ-60 на більш сучасну та прогресивну.

Основними недоліками офсетної машини 4 ПОГ-60 є: відсутність повнокольорового друку; низька продуктивність; потребує проведення постійних ремонтних робіт та налагодження машин, що призводить до зниження продуктивності та невиконання строків замовлення; дозволяє випускати тільки незначний, обмежений асортимент продукції; не дозволяє друкувати високоякісну продукції; не економне використання сировини, що призводить до занадто високої собівартості виготовлення продукції; морально застаріла машина. Отже пропонується заміна старої рольової офсетної машини 4 ПОГ-60 на нову Heidelberg M 600. Порівняємо технічні характеристики машин в табл. 1, з якої видно, що офсетна машина Heidelberg M 600 по всім показникам є кращою, а

отже з'являється можливість для розширення асортименту продукції, зменшення собівартості виготовлення продукції та завдяки більшій продуктивності збільшення обсягів виробництва. Варто відмітити що основною перевагою цієї машини є кольоровість 4+4, що дозволить здійснювати повнокольоровий друк. Отже після встановлення офсетної машин Heidelberg M 600, у підприємства з'явиться можливість приймати замовлення та виготовляти кольорову, високоякісну продукцію, яка на сьогодні користується попитом.

Таблиця 1

Порівняльна характеристика офсетних машин 4 ПОГ-60 та Heidelberg M 600

Показник	Установлене обладнання 4 ПОГ-60	Нове обладнання Heidelberg M 600
Кольоровість	2+2	4+4
Ширина рулону паперу, мм	620	420
Діаметр рулону паперу, мм	1000	1250
Вага рулону, кг	1200	1500
Максимальна область що запечатується, мм	560x380	620x960
Фальцапарат	A4 та A5	38 варіантів фальцівки, від A3 до A6
Мінімальна щільність паперу, г/м <sup>2</sup>	45	34
Максимальна щільність паперу, г/м <sup>2</sup>	80	130
Сторінковість	16	64
Довжина листа що відрубуються, мм	420	620
Загальна потужність, кВт	11,6	11,2

Строк служби Heidelberg M 600 становить 30 років. Враховуючи те, що щорічний чистий прибуток підприємства складає 50 тис. грн., що є недостатнім для придбання нового обладнання, стає необхідним розглянути та використати альтернативні методи фінансування діяльності підприємства. Такими методами є лізинг. Розглянемо можливість придбання нової машини зважаючи на такі умови що склались на ринку на даний час: вартість Heidelberg M 600 складає 2 млн. грн., розстрочка на виплату вартості машини - 4 роки, з щорічними виплатами у розмірі 10 % від залишкової вартості машини. Виплати вартості машини відбуваються рівними частинами у кінці року починають з 2-го року. В кінці першого року підприємство сплачує тільки 10 % від вартості машини, за користування нею. Протягом першого року, після трьох місяців роботи нового обладнання, планується залучити 3-х нових замовників з тиражами продукції у розмірі 5000, 10000, 10000, екз./тижд. Ціни на продукцію представлені в табл. 2

Таблиця 2

Ціни на кольорові журнали та газети

Вид продукції	Тираж, екземплярів			
	500	1000	2000	5000
Повнокольорові журнали та газети на крейдовому папері ф. А3, 26 стор., грн./екз.	10	9	8,7	8,5

Таблиця 3

Витрати та надходження пов'язані з першим роком використанням нової машини

Надходження та витрати	Обсяг, грн.
Дохід від реалізації продукції	8287500
Непрямі податки	1243125
Заробітна плата нових робітників	115200
Відрахування на соціальні заходи	680613
Матеріальні витрати	4540769
Інші витрати	326543
Податок на прибуток	552500
Чистий прибуток	828750
Сплата 10 % за використання машини	200000
Чистий прибуток після сплати 10 %	628750

Таблиця 4

Кількість замовників та обсяг їх замовлення

Роки	Замовники та обсяг замовлення, екз./тиж.		
	1	2	3
2-й	10000	8000	-
3-й	15000	12000	11000
4-й	8000	15000	13000

Таблиця 5

Витрати та надходження, пов'язані з другим, третім та четвертим роками використання нової машини, грн.

Надходження та витрати	Рік використання нової машини		
	2-ий	3-ій	4-ий
Дохід від реалізації продукції	15912000	32708000	48620000
Непрямі податки	2386800	4906200	7293000
Заробітна плата нових робітників	115200	115200	115200
Відрахування на соціальні заходи	680613	680613	680613
Матеріальні витрати	9750844	21052289	31662526
Інші витрати	326543	502365	765328
Податок на прибуток	1060800	2180533	3241333
Чистий прибуток	1591200	3270800	4862000
Залишкова вартість машини	2000000	1333334	666668
Сума до сплати на кінець року	666666	666666	666668
Сплата 10 % за використання машини	200000	133333,4	66666,8
Чистий прибуток після сплати	724534	2470801	4128665

Після встановлення обладнання планується найняти 4 нових робітників. Прибуток та витрати, пов'язані з використанням повнокольорової машини, представлені в табл. 3. Отже після першого року використання машини підпри-

ємство отримає прибуток у розмірі 628750 грн. Протягом наступних 3-х років планується залучати нових замовників, кількість яких та обсяги їх замовлення представлені в табл. 4. Витрати та надходження за другий, третій та четвертий роки використання нової машини представлено в табл. 5.

Отже беручи до уваги розрахунки щодо запланованого обсягу виробництва, підприємство зможе за визначений термін в 4 роки повністю виплатити вартість обладнання та відсотки за користування ним та щорічно отримувати кошти на подальше покращення своєї діяльності. Наряду з цим підприємство буде продовжувати працювати з існуючими замовниками, а отже і надалі отримувати щорічно чистий прибуток в розмірі 50000 грн.

**Висновок.** На основі висвітленого раніше, слід відмітити необхідність кожного поліграфічного підприємства в проведенні заходів, щодо покращення та оновлення обладнання. Розрахунок економічної ефективності при встановленні нового обладнання дає змогу наглядно побачити, які прибутки зможе отримувати підприємство та інші переваги такого заходу. А отже можна говорити, що ефективний та сучасний процес виробництва є найголовнішою перевагою підприємства.

**Список літератури:** 1. Богомолова В.А. Экономика отрасли (полиграфическая промышленность): Учебное пособие / В.А. Богомолова. – Москва: МГУП, 2007. – 136 с. 2. Перлов В.И. Маркетинг на предприятии отрасли печати / В.И. Перлов. – М., 2004 – 231 с. 3. Вавилов С.С. Полиграфия в России / С.С. Вавилов. – М., 2005. – 144 с. 4. Гайворонов П.П. Судьбы отечественной полиграфии / П.П. Гайворонов. – М., 2005. – 134 с.

**УДК 33.330.3**

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ КОЛЛЕКТИВНОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ НА ПРЕДПРИЯТИЯХ МАЛОГО БИЗНЕСА**

**Новиков Д.Ф. (ХНЭУ, Харьков)**

*The basic directions of improving collaboration for small businesses*

Организация коллективной деятельности – это функция управления предприятием, суть которой заключается в координации инициативной деятельности руководства предприятием, направленной на организацию коллективной работы, создание групп в подразделениях предприятия [1, стр. 15]. Работа в команде позволяет работникам достичь более значимых результатов, чем в одиночку. Но многие руководители предприятий не владеют теоретическими знаниями об организации коллективной деятельности, и опираются на собственный опыт управления. Поэтому целью работы является разработка теоретических рекомендаций по усовершенствованию методов коллективной работы на предприятиях малого бизнеса.

Для создания эффективной коллективной деятельности на предприятии, руководитель должен иметь персонал, который готов к такой деятельности. Для этого следует с коллективом провести работу по установлению дисциплины внутри коллектива и затем сплотить его. В ходе научного исследования на шести предприятиях была получена информация о методах формирования ко-

мандной деятельности на этих предприятиях (табл. 1). На основании научного исследования была предложена методика, которая состоит из четырех взаимоследовательных этапов.

На первом этапе руководитель или человек, отвечающий за реализацию этого проекта, должен провести сбор информации об уровне развития коллектива на данный момент, с помощью различных методик: Потемкиной О.Ф., Роккич М., Морено Дж., Лири Т. и КОС-2.

На втором этапе информация, полученная от персонала, обрабатывается, группируется и анализируется. Это позволяет руководителю оценить личные качества персонала.

Третьей этап – это непосредственное формирование коллектива.

Таблица 1

Сравнение командообразования на предприятиях по основным критериям

Наименование организации	Цель создания	Дополнительная мотивация	Состав команды	Распределение обязанностей
ООО “Стандарт”	Освоение нового вида деятельности	Должностные обязанности	Директор, коммерческий директор, менеджер по снабжению и логистике, юрист, главный бухгалтер, два менеджера по продажам	По должностям
Завод фирмы “ЮниКо”, США	Вывести завод из убыточного состояния	Страх потерять работу. Получение больших премий в случае успеха	Директор, главный бухгалтер, руководитель отдела снабжения, менеджер по производству, менеджер по информации	По должностям
ПАТ ХМЗ “Свет шахтера”	Повысить эффективность работы завода	Должностные обязанности	Директор, руководители подразделений, в чью сферу входит данный вопрос	По должностям
ГП ХМЗ “ФЭД”	Повысить эффективность работы завода	Материальные доплаты. Социальные льготы	Работники, прошедшие специальный психологический отбор	Распределяются самостоятельно внутри команды
ООО “ТЦ ”ВариУс”	Увеличение рынка заказов	Получение процента от увеличения дохода предприятия	Учитываются профессиональные качества работника + собеседование с кандидатами	Согласно возможностям каждого члена команды

Как определил раз и навсегда великий полководец Суворов А.В., “дисциплина – мать победы”. Если в коллективе не будет дисциплины, хотя бы элементарного уважения друг к другу, то все попытки по сплочению коллектива, организации командной деятельности будут сведены к нулю.

Руководитель сам в первую очередь должен соблюдать дисциплину и выполнять все требования, тем самым показывая пример для подражания своим подчиненным. Поддержание дисциплины может проявляться: 1) в своевременном приходе на рабочее место; 2) в уменьшении времени на перекуры; 3) в использовании спецодежды (если это возможно) – необходимо всегда выглядеть аккуратно; 4) в уважительном отношении ко всем работникам, даже если у вас с кем-то конфликт; 5) в уважении труда других людей; 6) быть честным со всеми работниками; 7) убирать свое рабочее место после окончания рабочей смены; 8) строго выполнять технологический процесс (если на производстве); выполнять все требования руководителя (в рамках своих должностных обязанностей).

В силу того, что все больше и больше людей в наше время курят, проблема с перекурами стала одной из актуальных на предприятиях. Выходом из этой ситуации может быть несколько вариантов, и каждый руководитель (если он этого хочет) должен выбрать определенный метод борьбы с перекурами у себя на предприятии. Это может быть: 1) отказ в найме курящих людей на предприятие; 2) проведение бесед с работниками о вреде курения и об уменьшении затрат времени на перекуры во время рабочей смены; 3) выплата премий некурящим работникам и тем, кто курит после работы; 4) возможность выходить на перекур только двум работникам одновременно; 5) условие: делать перекур работнику не чаще одного раза за определенный период. Для поддержания дисциплины в коллективе руководитель должен применять и наказания для нарушителей. Наказание должно зависеть от степени нарушения.

После разработки методов поддержания дисциплины, следует начинать работу над сплоченностью коллектива. Здесь так же каждый руководитель должен выбрать один или несколько методов по сплочению: 1) постановка общей цели деятельности перед всеми рабочими; 2) определение неформальных лидеров; 3) проведение круглых столов; 4) организация спортивных соревнований; 5) проведение совместных праздников; 6) организация общих отпусков; 7) систематическое прохождение рабочими консультаций у психолога; 8) начисление заработной платы за общий объем изготовленной продукции подразделом, а не за индивидуальные способности каждого рабочего; 9) совместное принятие решений по текущим проблемам, которые могут появляться под воздействием внешних, а так же и внутренних (когда руководители сознательно создают их у себя на предприятии) факторов.

Четвертый этап – состоит в подведении итогов формирования коллектива, анализе результатов через определенное время и корректировке используемых методов для более успешного формирования коллектива.

Таким образом, положительной стороной предложенной методики является то, что на первом этапе проводится всесторонний сбор информации о коллективе на данный момент времени. Это позволит руководителю увидеть уро-



вень розвитку комунікабельності кожного працівника і їх життєві цінності і на основі аналізу цієї інформації скласти психологічний портрет колективу в цілому. В подальшому запропонована методика допоможе керівнику в питанні розвитку колективу спиратися на схожі інтереси у працівників і уникати негативних цінностей в колективі підприємства малого бізнесу. На основі проведеного теоретичного аналізу в роботі розроблені рекомендації по удосконаленню методів колективної роботи на підприємствах малого бізнесу.

**Список літератури:** 1. Грінева В.Н. Організація виробництва: підручник / В.Н. Грінева, М.М. Салун. – Х.: Вид. «ІНЖЕК», 2007. – 576 с. 2. Карякін А.М. Командна робота: основи теорії і практики / А.М. Карякін. – Іваново: Іван. гос. енерг. ун-т., 2003. – 136 с. 3. Теорія і практика командоутворення. Сучасна технологія створення команд / Під ред. Т.Д. Зінкевич-Евстигнєєвої. – СПб.: Реч, 2004. – 304 с. 4. Мескон М. Основи менеджменту / М. Мескон, М. Альберт, Ф. Хедоурі. / Переклад на російську мову, вступительна стаття, оформлення Л.І. Євченко. – М.: Видавництво «Дело», 1992. – 493 с.

**УДК 33.330.3**

### **АНАЛІЗ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СОБІВАРТОСТІ ШЛІФУВАННЯ ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ**

**Стрельчук Р.М., канд. техн. наук, Ягшимуратов Д.Г., Рахмедов Т.Б.**

*(Харківський національний економічний університет)*

*The application of the concept of valuing quality using response surface methodology to optimize the diamond grinding of carbide cutting tools*

Традиційними показниками якості шліфування прийнято вважати шорсткість поверхні, фізичний стан поверхневого шару, залишкові напруження та інші. При цьому наявна інформація з питання впливу різних показників якості на передбачувану працездатність шліфованих виробів та інструменту не однозначна.

Можна відзначити, як справедливе, існуючу думку про те, що вплив, наприклад, залишкових напружень визначається законами течії і руйнування матеріалу, які ще не вивчені повністю [1]. Саме тому часто дані з питання впливу залишкових напружень на зносостійкість виробів носять суперечливий характер [2, 3, 4, 5, 6].

У зв'язку з цим нам видається, що висновки про потенційну працездатність шліфованих виробів за сформованими залишковими напруженнями або іншими критеріями вимагають вельми зваженого підходу. Однозначний висновок про сприятливі залишкові напруження, наприклад, на робочих поверхнях інструментів не має реального змісту і значення. В залежності від властивостей матеріалу інструмента, виду обробки (фрезерування, розгортання, точіння) умови навантаження ріжучого клину та контактних поверхонь істотно відрізняються. Навіть в одному процесі точіння залежно від перетину зрізу та швидкості різання, геометричних параметрів і властивостей оброблюваного матеріалу зазначені характеристики якості інструменту по-різному можуть впливати на їх працездатність; наприклад, утворення елементної або зливної стружки, робота в

зоні наростоутворення або за її межами, різання з малою товщиною зрізу, коли радіальна сила може перевищувати тангенціальну - все це при однакових залишкових напруженнях по різному позначиться на зносостійкості інструментів.

У практиці алмазного шліфування твердих сплавів поширеними показниками оптимального варіанту обробки є також відносна витрата алмазів і питома собівартість шліфування, але вони далеко не завжди відображають кращий варіант шліфування. Низька відносна витрата алмазів найчастіше викликана великим зніманням матеріалу (високою продуктивністю), що зумовлює і низьку питому собівартість шліфування. Однак при цьому не гарантована висока якість шліфованих виробів, так як мікротріщини, міжфазні мікронапруження (часто не виявлені і не враховані) істотно впливають на показники надійності продукції.

Таким чином, критерії якості поверхневого шару, відносна витрата алмазів, питома собівартість мають певну обумовленість. Можна вважати, що вони є непрямыми, не завжди і не однозначно відображають якісний стан виробів та інструменту в реальних умовах експлуатації.

Але споживача цікавить надійність придбаної продукції і, в кінцевому рахунку, економічна доцільність її застосування. Він готовий платити більше, так як вважає, що якість коштує грошей і якість приносить гроші [7]. Для споживача якість виробу є ступінь, до якого воно задовольняє його вимоги [8], тобто проблему якісного результату слід розглядати не тільки і не стільки при виготовленні виробів та інструменту, скільки в процесі їх експлуатації; можна відзначити, що вироби з характеристикою «ймовірна надійність» навряд чи знайдуть попит на ринку. У зв'язку з цим представляють інтерес підходи, розглянуті в інжинірингу якості. Це дозволяє порівнювати якісні характеристики виробів у вартісному вираженні [9].

Слід зазначити, що інжиніринг якості не є новою ідеєю, яка з'явилася в Японії. Це не новий складний з глибоким аналізом прийом, який обіцяє різко підняти якість продукції. Основною ідеєю інжинірингу якості, яка розглядається в багатьох країнах, є ідея постійного поліпшення процесів і, як наслідок, якості продукції, ділової активності, систем менеджменту, а також вартісна оцінка якості [10]. Існує безліч підходів, що реалізують цю ідею.

З великого числа методів інжинірингу якості, які можна застосувати при шліфуванні, особливе місце займають методи Тагуті [11], який висловив думку, що якість не може розглядатися як міра відповідності вимогам стандартів. Іншими словами, дотримання якості в межах допусків недостатньо, необхідно постійно прагнути до зменшення інтервалу всередині його, що визначається як технологічний запас. При шліфуванні вхідні фактори (швидкість, поперечна подача, зернистість та ін.) можуть викликати різні співвідношення функціональних факторів (коєфіцієнт тертя, температура, сили різання), що в свою чергу призведе до відхилень значень параметрів оптимізації. Більш того, навіть якщо параметр оптимізації при шліфуванні не має відхилень, його значення може бути отримано при різних рівнях функціональних параметрів і питання про те, як це відіб'ється на показнику стійкості інструменту при експлуатації залишається відкритим.

Тагуті дотримується думки, що всі відхилення і помилки мають свої причини, і що існують не випадковості, а фактори, які важко враховувати. Наприклад, при шліфуванні такими факторами, що важко враховуються, можуть бути співвідношення розмірів зерен по фракціях в одному шліфувальному крузі, їх міцність, розкид характеристик міцності оброблюваних твердих сплавів і розмірів зерен карбідів, стан рельєфу ріжучої поверхні круга та ін. Тому, якщо забезпечити стабільність і якість так званих факторів, що важко враховуються, то можна гарантувати і стабільне значення параметра оптимізації. І тоді з'являється можливість використовувати відношення «сигнал / шум», введене Тагуті, і підійти до ідеального співвідношення між сигналами на вході і виході.

Однією з важливих особливостей методів Тагуті є ставлення до основних показників виробничої продукції, якими є якість і вартість. Віддаючи перевагу економічному чиннику, він пов'язує вартість і якість в одній характеристиці, названій функцією втрат. Враховуються втрати як з боку виробника, так і з боку споживача; при цьому основне завдання полягає в задоволенні обох сторін.

Якщо оцінювати якість у вартісному вираженні для споживача, то це дозволить більш ефективно конкурувати при реалізації продукції.

У зв'язку з викладеним, представляється доцільним відзначити, що нами при пошуку оптимальних умов алмазного шліфування твердих сплавів застосовується підхід, що відповідає ідеї інжинірингу якості. Для оцінки реального стану твердосплавного інструменту після шліфування в практичних умовах експлуатації, що важливо з позицій привабливості для споживача, був застосований критерій, названий нами інтегральним показником якості. Цей критерій враховує стійкість інструменту, яка характеризується довжиною шляху різання в метрах ( $L, m$ ) і, як наслідок, оцінює сумарну технологічну собівартість ( $Cm, грн$ ), яка включає не тільки питому собівартість шліфування, але і собівартість механічної обробки. Таким чином фактично оцінюється надійність інструменту у вартісному вираженні, а, надійність як відомо, є характеристика якості в часі.

Таким чином, при шліфуванні виробів доцільно реалізувати підходи, властиві елементам інжинірингу якості, що безсумнівно підвищує надійність, яка є вимірником корисності результату спільної праці.

**Список літератури:** 1. Мак-Грегор К. Значення залишкових напружень // Залишкові напруження. - М.: І.Л., 1967. - С. 120-147. 2. Куклін Л. І. та ін. Підвищення міцності і зносостійкості твердосплавного інструменту. - М. Машинобудування, 1978. - 140 с. 3. Маталін А.А. Якість поверхні і експлуатаційні властивості деталей машин. - М: Машгіз, 1972. - 252 с. 4. Шульман П.А., Созін Ю.І., Колесніченко Н.Ф., Вишневський О.С. Якість поверхні, обробленої алмазами. - К: Техшка, 1972. - 146 с. 5. Лошак М.Г., Александрова С.В. Зміцнення твердих сплавів. - К.: Наук, думка, 1977. - 107 с. 6. Грінаф Д. Залишкові напруги, пов'язані з деформаціями кристалічної решітки / Под ред. В.Р. Осгуда // Залишкові напруги. - М., 1987. - С. 312-326. 7. Харрінгтон Дж.Х. Управління якістю в американських корпораціях. М. Економіка. - 1990. - 271 с. 8. Ніксон Ф. Роль керівництва підприємства в забезпеченні якості та надійності. М.: Вид-во стандартів. - 1990. - 228 с. 9. Куцим А.Н., Арпентьев Б.М., Зенкін А.С. Конкурентоспроможність і якість машинобудівної продукції. Київ: Техніка. - 1997. - 165 с. 10. Каус М. Building the Foundation for Continuous Improvement // Quality World. - 2000. - № 1. 11. Володимирців А.В., Шеханії Ю.Ф. Принцип постійного поліпшення в проектах МС ІСО сімейства 9000: 2000 // Методи менеджменту якості - 2000. - № 10.

**УШЕДШИ ОСТАВШИЙСЯ.  
ПАМЯТИ БЕЗЗУБЕНКО НИКОЛАЯ КИРИЛЛОВИЧА,  
ПРОФЕССОРА И ЧЕЛОВЕКА**



1 сентября на 85 году жизни скончался доктор технических наук, профессор Николай Кириллович Безрубенко.

В скрижалях НТУ «ХПИ» он останется как декан факультета и заведующий кафедрой, талантливый просветитель и ученый, научные разработки которого в области алмазно-абразивной обработки получили широкую известность и применение в Украине, зарубежной промышленной практике.

В анналы истории науки и техники он вошел как один из авторов способа абразивной обработки металлов, определившего развитие этого сегмента государственной станкостроительной технической политики СССР в 80-е годы XX века и ставшего влиятельным фактором стимулирования прогресса на мировом рынке шлифовальных станков и технологий, в практике alma-mater обычно называемого методом алмазно-искрового шлифования с легкой руки его соавторов, предпославших этот термин первому о нем диссертационному исследованию. Ученик и соратник М.Ф. Семко в научной и практической работе по применению синтетических алмазов в промышленности, вместе с ним Н.К. Безрубенко становится одним из зачинателей основанного на введении в зону резания дополнительной энергии электрических разрядов этого метода шлифования, неутомимым исследователем и энтузиастом которого он останется все последующее сорокалетие своей жизни. В 1972 г. М.Ф. Семко и Н.К. Безрубенко вместе с А.Г. Калашниковым и И.С. Сальтевским первыми в мире дерзнули заявить в патентное ведомство о возможности подчинить электрические разряды и электрическую эрозию в импульсном электрическом контакте «шлифовальный круг – шлифуемый металл» повышению работоспособности инструмента и производительности обработки. Естественно объясняющая успешность феномена этой заявки с высоты проверившего его многолетней практикой времени феноменальность ее авторов бесспорно подпадает в систему определений между талантливостью и гениальностью, которую лауреат Нобелевской премии по физике А.М. Прохоров разрешает способностью попадания в цель, в которую никто не может попасть (талант), или же в цель, которую никто не видит (гений). Во всяком случае вдохновением, которым вкупе с трудолюбием наделял последнего всемирно известный автор более 1000 патентов Томас Алва Эдисон, Николай Кириллович всегда и во всем пронизывал свою увлеченность исследовательской практикой, вовлекая в нее соратников и последователей, проникающихся ясностью его научной логики, заражающихся его видением перспектив, подпадающих под обаяние его человеческой простоты, порядочности и интеллигентности.

Н.К. Беззубенко родился на Брянщине, где в 1950 г. окончил Бежицкий институт транспортного машиностроения. После девятилетней работы в Челябинске – от мастера на тракторном заводе до старшего преподавателя на кафедре технологии машиностроения политехнического института – поступает в аспирантуру Харьковского политехнического института, под руководством М.Ф. Семко успешно выполняет и защищает кандидатскую диссертацию по производственной тематике Харьковского станкостроительного завода, приступает к работе старшим преподавателем, затем доцентом на кафедре резания металлов и металлорежущих инструментов.

Обладая глубокими знаниями и неутомимостью в их пополнении, феноменально цепкой памятью и необыкновенной творческой гибкостью ума, будучи неподдельно увлеченным наукой и щедро открытым в ней для всех, просветительно ответственным, интеллигентным и скромным, не только скрупулезно въедливым в суть решаемых задач и по-деловому принципиальным, но также терпимым и уважительным к альтернативным точкам зрения, Николай Кириллович быстро становится авторитетным педагогом и приобретает широкую известность как ученый-исследователь.

Свой широкомасштабный организаторский, профессиональный и человеческий потенциал он успешно реализует как декан машиностроительного факультета (1976-1979 гг.), заведующий кафедрой автоматизации и комплексной автоматизации машиностроения (1985-1994 гг.), фундатор и сегодня одного из передовых филиалов кафедр НТУ «ХПИ» в промышленности – на Харьковском машиностроительном заводе «ФЭД», учебно-научно-производственной деятельностью которого с основания в 1990 г. руководит один из его учеников – ныне профессор, доктор технических наук, лауреат Государственной премии Украины главный инженер предприятия В.А. Фадеев.

Организаторский талант Н.К. Беззубенко, видение им стратегических перспектив развития станкостроения и умение приближать их делом в огромной степени способствовали не имеющему прецедентов в истории Харьковского политехнического института рождению в его стенах всеобще признанных научных и практических технико-технологических основ разработки и создания гаммы специальных кругло-, внутри-, плоскошлифовальных и заточных станков. Всесоюзное признание в СССР и отраслевую практику в продукции станкостроительных заводов Армении (в Ленинакане, ныне Гюмри), Беларуси (в Витебске и Орше), Литвы (в Вильнюсе), России (в Саратове) метод получил при поддержке Государственного комитета по науке и технике, Минстанкопрома и его головного Экспериментального научно-исследовательского института металлорежущих станков (Москва).

В Украине производство ряда работающих по методу алмазно-искрового шлифования станков для заточки резцов по криволинейным поверхностям (мод. 3В29Р), задней (мод. 3В624) и передней (мод. 3В626) граням освоил Мукачевский станкостроительный завод. Только от выпуска и реализации в промышленности в 1984-1990 гг. 400 специальных станков-полуавтоматов модели 3В624 учетный годовой экономический эффект составил 1798530 руб. (свыше

1,7 млн. долларов США по тогдашнему официальному курсу валют Национального банка).

Выполненные под руководством и при непосредственном деятельном участии Н.К. Беззубенко разработки техники и технологий алмазно-искрового шлифования неоднократно экспонировались на Выставке достижений народного хозяйства СССР и отмечались ее наградами. Н.К. Беззубенко отмечен медалями ВДНХ СССР всех достоинств.

Признанием практической значимости этой разработки и отраслевого масштаба ее внедрения в промышленности явились и неоднократные отчисления в ХПИ со стороны Минстанкопрома СССР средств на премирование сотрудников за разработку и внедрение новой техники и технологий алмазно-искрового шлифования. Объем одного такого отчисления обычно составлял 15-20 окладов инженера-исследователя (например, 2400 руб. отчислений по приказу министра станкостроительной и инструментальной промышленности СССР от 11.09.1981 г. № 578 о премировании за разработку, освоение и выпуск особо важных и высокоэффективных видов оборудования и освоение принципиально нового технологического процесса, и 24 определенных приказом ХПИ от 16.11.1981 г. № 2050 премированных на его основании сотрудников; причем ХПИ был адресатом премиальных Минстанкопрома СССР по этой разработке и до, и после приведенного примера – приказы ХПИ от 30.06.1981 г. № 1085, от 26.06.1982 г. № 1047, от 01.07.1983 г. № 1157 и др.).

Благодаря научной состоятельности и, по сути, академическому научному авторитету Н.К. Беззубенко, его личному руководству проектами, активному заявочному и исполнительскому участию в них, в обиход машиностроительного факультета впервые в послевоенной истории вошло выполнение заданий ГКНТ СССР, начиная с предусмотренного его постановлением от 16.07.1976 г. № 390 формирования совместно с НПО ЭНИМС (НИИ и завод «Стальконструкция»), отраслевыми станкостроительными заводами и специальными конструкторскими бюро технических заданий на создание и производство заточного, кругло- и внутришлифовальных станков для алмазно-эрозионной (алмазно-искровой) обработки; а также тематики Государственного фонда фундаментальных исследований Украины в ее новейшей истории – по проекту 4.4/115 «Научные основы технологии алмазно-искрового шлифования, математическое моделирование проблемы износа инструмента и качества обработанной поверхности» на основании приказа Миннауки от 17.03.1997 г. №72 и согласно договору с ним от 24.10.1997 г. № Ф4/1688-97 (1997-2000 гг.), с базовой кафедрой выполнения «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф.Семко, и ряду предшествующих (5.43.01/004- 92 «Создание новых технологий интенсифицированного алмазного шлифования, разработка их моделей, систем автоматизированного проектирования и управления качеством», 4.3/103 «Научные основы перспективных технологий алмазно-искрового шлифования с введением в зону обработки дополнительной энергии», 4.3/271 «Создание теории процесса высокоскоростного алмазно-искрового шлифования с увеличенными параметрами срезов, с базовыми кафедрами выполнения «Авто-

матизация и комплексная механизация машиностроения» и «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты». Вся эта тематика и все эти исследования основывались на создании и развитии техники и технологий алмазно-искрового шлифования.

Захватив внимание Николая Кирилловича, алмазно-искровое шлифование без всякого преувеличения стало главным делом всей его последующей жизни и деятельности как ученого-исследователя. Не случайно, углубленному изучению его физических оснований, расширению и обобщению прикладных горизонтов посвящены и оказавшаяся последней в прижизненной летописи научных трудов главного учителя Н.К. Беззубенко в высшей школе Михаила Федоровича Семко совместная с ним статья «Разработки – на уровень изобретений» под рубрикой «Новую технику – в авангард пятилетки» в многотиражке ХПИ 31 августа 1979 г., и последние публикации самого Н.К. Беззубенко в Восточно-европейском журнале передовых технологий – статья «Интенсифицированное шлифование и специальные станки» (№ 5/1(47), 2010 г.), материалах ежегодной международной научно-практической конференции «Информационные технологии: наука, техника, технология, образование, здоровье» – тезисы докладов «Организация торцевого планетарного шлифования в электрофизических алмазно-искровых технологиях» (2011 г.) и «Алмазно-искровое шлифование: на встречу 40-летию» (2012 г.).

Результаты этой сорокалетней разработки не утратили своего авангардного значения для механообрабатывающих промышленных производств и сегодня. В 2011 г. в рамках посвященной 20-летию независимости страны общегосударственной акции «Барвыста Украина», проходившей под эгидой Кабинета Министров, она («Метод алмазно-искрового шлифования») была отмечена как «Лучший отечественный товар года».

Секрет жизнестойкости научно-технических идей Н.К. Беззубенко, со временем все расширяющейся практики их воспроизводства в реальности – в ясности, простоте, доходчивости. Воистину: все гениальное – просто!

Все по-настоящему талантливые люди удивляют умением увидеть в незаметном для многих, казалось бы, в незначительном или случайном, что-то важное, проблемное, требующее ясности сейчас и полезное этой еще пока не до конца установленной ясностью в будущем. Н.К. Беззубенко умел не просто замечать незамечаемое многими другими. Он обладал высочайшим свойством редкого таланта – умением думать так, как не думал никто. Неумолимо развивая это в себе, он стремился пробудить пытливость ума такого рода в других – коллегам и ученикам. Он легко подчинял вниманию любую аудиторию. Надо ли говорить, какой интерес неизменно вызывали его блистательные лекции у студентов! Он предпочитал незаметность, во всяком случае, никогда не стремился быть в центре внимания, но, будучи вовлечен в круг общения, всегда оказывался его притягательным центром. Общение с Н.К. Беззубенко неизменно отличала непринужденная творческая атмосфера и духовная ценность, без видимых напряжений продуцируемые его высочайшим интеллектом широко и глубоко

образованного и интеллигентного человека. Как руководителя его никто не боялся, боялись не оправдать доверия. И – любили. За редкое благородство души.

Естественно выделяющийся человеческой и профессиональной неординарностью, Н.К. Беззубенко был реально авторитетен, почитаем и читаем. Его печатные труды – монографии, статьи, изобретения – всегда привлекали внимание, как мало чьи. К нему прислушивались, как к камертону совести, профессиональной и просто человеческой.

Поощрение лучшего в людях и опору на лучшее в них он всегда предпочитал придирчивости к недостаткам. Случалось, он ошибался. Быть может, иногда в себе. Иногда в других. Привычка все перепроверить на безошибочность, сформировавшаяся, верно, еще с юности, пришедшейся на эпоху всеобщей подозрительности в истории страны, удивительно сочеталась в нем с доверчивостью к людям, часто безграничной и оттого иногда неоправданной. В его рабочем окружении оказывались и не всегда нравственно достойные его личности. Он тяжело переживал связанные с этим неудачи. Но никогда не проговаривал с кем бы то ни было свои разочарования. Справлялся сам. И не переставал быть светлым в общении, приятным к людям, ищущим в них опоры в делах своих без какой-либо видимой боязни ошибиться в них. Он умел настаивать на своем, и утверждение доброжелательной чистоплотности во всем, а не борьба против чего бы то ни было или кого бы то ни было, тем более «подковерная», всегда было его главной альтернативой проявлениям профессиональной и человеческой непорядочности.

Непритязательный к формальному признанию и его обычно вкушаемым последствиям, он как-то случайно «выпадает» из состава редколлегии сборника «Резание и инструмент», в которую входил со дня его основания; «выпадает» аккуратно с возвращением на издающую его родную кафедру резания материалов и режущих инструментов после десятилетнего заведования кафедрой автоматизации и комплексной механизации машиностроения. Также как-то случайно он, давно и всеобщее признанный ученый, с чьим профессионализмом мало чей мог бы сравниться, если вообще мог, во всяком случае в своем вузе, после защиты докторской диссертации он так и не стал членом профильного специализированного совета в НТУ «ХПИ». Избежал он и присутствия в череде портретов в галерее почетных профессоров своей родной кафедры после запротоколированного на ее заседании 08.06.2006 г. обретения этого статуса.

Ощувив давление возраста и накопившуюся с годами упорного труда усталость и не желая работать в полсилы, он решительно ушел с работы. Но, формально уволившись, он продолжал служить родному вузу и родной кафедре, так живо и по делу откликаясь на происходящее, как дай бог силы и таланта и его сверстникам, и многим более молодым коллегам. Будучи редкой преданности семьянином, тяжело и мучительно долго остро переживая утрату жены, он, как и всегда, вопреки всему и несмотря ни на что, продолжал жить интересами главных притяжений своей жизни – харьковской политехники и алмазно-искрового шлифования. Свидетельством этому его великолепные эссе в мемориальных книгах, посвященных М.Ф. Семко (2006 г.) и Н.Ф. Киркачу (2010 г.).



Телефон в эти годы становится главным инструментом его делового и просто товарищеского общения. Он продолжает информировать, консультировать, редактировать, публиковаться, поддерживать. Он чаще звонит сам и с открытой искренностью ребенка не перестает радоваться каждому встречному звонку, каждой встрече.

В уже кажущемся далеким 1978 г. своей статье в институтской многотиражке о 50-летнем юбиларе Н.К. Беззубенко коллеги преподнесли заголовок «Все отдать людям...». Н.К. Беззубенко так умел отдавать и так много успел отдать, что боль утраты, осязаемая зримо, не воспринимается «до мозга костей». Печаль о нем светла и созидательна. И ясно, как бы он поступил, и как надлежит поступать нам.

Наверное в понимании, что неумолимое и беспристрастное время всё и всех расставит на свои места, он не тщился попытками «застолбить» свое место в истории через ее самоличное написание, равно как не любил позировать перед фото- и телеобъективами. Счастливо избежавший соблазна какого бы то ни было самовозвеличивания или самоувековечивания, он не был ни по-настоящему обидчив, ни по-настоящему завистлив. Не поэтому ли получив редкое право на счастливую посмертную улыбку?

Мы помним его живой, пылливо пронизательный, с характерной искоркой взгляд, его слегка ироничную, с уважительным одобрением и одновременно с добросердечной укоризной в уголках рта улыбку. Мы помним и будем помнить. И этот взгляд, словно высший суд. И нельзя ни обмануть, ни с пути свернуть.

Он словно где-то здесь, рядом. Заглянет на огонек, Невысокий, коренастый, неброского вида. И улыбнется застенчивой располагающей улыбкой. И, как всегда, легко снимет напряжение кажущихся вселенских масштабов текущих проблем, подбодрит и, по обыкновению ненавязчиво поделившись добросердечной профессиональной и просто житейской мудростью своей, так же как-то незаметно уйдет, чтобы непременно вернуться...

Николай Кириллович Беззубенко был глубоким знатоком классической русской литературы, живо интересовался современной, предпочтениями в ней коллег и их суждениями об основаниях своих предпочтений. В литературе, как и в делах своих, более всего неприемлемой для него была любая вычурность, любая неестественность. Сам он любую сложность умел представить себе и другим с открывающей дорогу решениям ясностью, лично отдавая при этом предпочтение наиболее простым и потому наиболее понятным подходам. В этом он был непревзойденным мастером. Наверное, именно в этом главный секрет широкой привлекательности и серьезной востребованности результатов его научной работы, его реального профессионального и человеческого авторитета.

Он родился в первый рабочий день нового года. И умер в первый день очередного учебного. Обычно спокойный внешне, он никогда не был успокоенным, никогда не давал уму и сердцу лениться. От звонка до звонка. От рождения до смерти.

Его секрет достойной жизни так же прост, как формула великой русской поэтессы Анны Ахматовой: «Человек может быть богат только отношением других к себе. Никаких других богатств на свете нет». Он был и остается богат, как мало кто другой.

Он остается в трудах и человечности своих друзей и коллег, студентов и аспирантов. Подготовленные им специалисты высшей квалификации успешно работают в НТУ «ХПИ» (Набока Е.В., Гасанов М.М.), в реальном секторе экономики Харькова (Фадеев В.А., Новиков Г.В.), разлетелись по другим городам Украины (Олейников Н.П. и Матюха П.Г. – в Донецк, Михайлуца Э.Б. – в Мариуполь, Скоробогатько П.К. – в Сумы) и в соседний российский Белгород (Калашников А.Г. и Мочалов В.Г.), в дальнее зарубежье (Чан Хыу Да и Нгуен Зуй Шан – в Ханой, Б.М. Свердлова – в Тель-Авив). Кто-то из них ныне доктор технических наук, профессор, кто-то в чем-то превзошел своего учителя при его жизни, доставив тем ему высшую из возможных учительских радостей!

Он остается в нас. В нашей практической работе. В нашей жизни. Благодарная память о нем, о совместной работе и простом человеческом общении с ним обогащает и оберегает нас.

Гуцаленко Ю.Г.

## СОДЕРЖАНИЕ

### 1. НАУЧНЫЕ КОНЦЕПЦИИ РАЗВИТИЯ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ, МЕХАНИЧЕСКОЙ И ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

<b>Новиков Ф.В., Жовтобрюх В.А.</b> Теоретический анализ условий уменьшения температуры резания при механической обработке	3
<b>Новиков Ф.В., Полянский В.И.</b> Теоретический анализ температуры резания с учетом периодического прерывания процесса обработки	13
<b>Ларшин В.П., Лищенко Н.В.</b> Определение температуры шлифования при дискретном тепловом потоке	28
<b>Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Пирогов А.Ю., Скиба Ю.С.</b> Влияние режимов обдирочного шлифования на максимальную температуру нагрева проката	32
<b>Лавриненко В.И., Никитин Ю.И., Пасичный О.О.</b> Шлифпорошки из киборита: технология изготовления и эксплуатационные свойства	41
<b>Андилахай А.А.</b> Экспериментальные исследования параметров абразивной обработки затопленными струями мелких деталей	45
<b>Иванов И.Е.</b> Повышение эффективности механической обработки поверхностей деталей металлургического назначения с износостойкими покрытиями	50
<b>Малыхин В.В., Новиков С.Г., Новиков Ф.В.</b> Конструкция универсального резца с демпфирующими свойствами для станков с ЧПУ	56
<b>Новиков Ф.В., Нежебовский В.В., Гершиков И.В.</b> Повышение эффективности технологии изготовления зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров	59
<b>Кленов О.С.</b> Условия уменьшения температуры для заданной производительности плоского шлифования	68
<b>Гуцаленко Ю.Г.</b> Физические основания и расчет рационального давления прессования при электроспекании тугоплавкой керамики	72
<b>Гуцаленко Ю.Г.</b> Алмазно-искровое шлифование: обзор сорокалетия разработки харьковской научной школы физики процессов резания	79
<b>Дитиненко С.А.</b> Повышение качества обработки при шлифовании	88
<b>Новиков Г.В., Ишиак Шайбу Аруди.</b> Повышение эффективности процессов механической обработки	93
<b>Савченко Н.Ф.</b> Совершенствование ремонтных работ с использованием технологии пластинирования	101
<b>Стрельчук Р.М.</b> Анализ обрабатываемости твердого сплава из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама	103
<b>Лищенко Н.В., Ларшин В.П.</b> Определение температуры прерывистого шлифования	108
<b>Лищенко Н.В., Ларшин В.П.</b> Определение температуры высокопористого шлифования	113
<b>Новиков Ф.В., Рябенков И.А., Полянский В.И.</b> Разработка и внедрение эффективных технологий механической обработки отверстий в деталях гидроаппаратуры	117

<b>Борисевич В.К., Третьяк В.В., Невешкин Ю.А.</b> Возможности использования взрывных прессов для деформирования объемных заготовок и математическое моделирование процесса	122
<b>Лавриненко В.И., Скрыбин В.А., Смоквина В.В. Абакумова Л.П., Солод В.Ю., Федченко А.Ю.</b> Применение кубического нитрида бора в технологиях абразивной обработки	127
<b>Руднев А.В.</b> Прогнозирование качества поверхности при шлифовании сверхтвердых материалов	132
<b>Ларшин В.П., Лищенко Н.В.</b> Формирование квазистационарных температурных полей при шлифовании	135

## **2. ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ, ОБОРУДОВАНИЕ, ИНСТРУМЕНТЫ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ**

<b>Скобло Т.С., Коломиец В.В., Сидашенко А.И., Власовец В.М., Ридный Р.В.</b> Оптимизация параметров алмазного выглаживания поверхностей деталей восстановленных наплавкой	139
<b>Скобло Т.С., Карташов С.Г., Гранкина Н.С.</b> Особенности обработки отверстий с кольцевыми канавками в чугунах	143
<b>Тищенко Л.Н., Миняйло А.В., Богданович С.А.</b> Особенности моделирования технологического процесса скальпатора сыпучей смеси	151
<b>Тищенко Л.Н., Коломиец В.В., Кобылка Т.А., Любичева К.М., Перевага И.С., Фадеев В.А.</b> Экономическое обоснование внедрения энергосберегающих технологических процессов обработки восстанавливаемых деталей резанием	152
<b>Тришевский О.И.</b> Исследования условий пластической потери устойчивости плоского бокового элемента при формовке профилей высокой жесткости	154
<b>Рыбалко И.Н.</b> Восстановления деталей с микролегированием наплавленного слоя	160
<b>Плугатарёв А.В., Грудина Д.В.</b> Повышение износостойкости восстановленных деталей топливной аппаратуры хромированием с предварительной активацией поверхности	165
<b>Омельченко Л.В.</b> Поиск направлений инновационного развития ремонтных участков в техническом сервисе АПК	173
<b>Ольшанский В.П., Ольшанский С.В.</b> Расчет напряжений в стержне с сосредоточенной массой при продольном ударе	176
<b>Миклуш В.П.</b> К оценке рациональной концентрации работ по техническому обслуживанию и ремонту сельскохозяйственной техники	184
<b>Краснощек Ю.С.</b> Влияние условий алмазно-искрового шлифования на производительность процесса	188
<b>Ромашов Ю.В.</b> Метод определения показателей долговечности элементов конструкций энергоустановок с учетом ползучести	192
<b>Спольник А.И., Власенко В.Г., Волчок И.В., Калиберда Л.М., Черган М.А.</b> Исследование структуры поверхностного слоя никеля, подвергнутого ионной бомбардировке	197
<b>Гасанов М.И.</b> Высокопроизводительное алмазное шлифование твердосплавных изделий	200

<b>Білоус С.О., Савченко М.Ф.</b> Нові технології виробництва на ПрАТ «Інститут Укроргверстатінпром» як економічні важелі створення конкурентних переваг	204
--	-----

### **3. ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА**

<b>Бенин Е.Ю.</b> Экономический анализ инновационной деятельности машиностроительных предприятий	209
<b>Оспищева А.К.</b> Особенности применения различных моделей менеджмента на машиностроительных предприятиях	213
<b>Долженко А. В., Савченко М.М.</b> Прогресивні технології і обладнання на поліграфічному підприємстві – головна складова формування конкурентних переваг підприємства	216
<b>Новиков Д.Ф.</b> Совершенствование методов коллективной деятельности на предприятиях малого бизнеса	220
<b>Стрельчук Р.М., Ягшимурадов Д.Г., Рахмедов Т.Б.</b> Аналіз технологічної собівартості шліфування твердосплавних різальних інструментів	223
<b>Гуцаленко Ю.Г.</b> Ушедши оставшийся. Памяти Беззубенко Николая Кирилловича, профессора и человека	226

© ГП ХМЗ "ФЭД", 2012

## **Научное издание**

### **Труды 18-й Международной научно-практической конференции**

#### **Физические и компьютерные технологии**

**5-6 декабря 2012 года, г. Харьков**

Составили: Новиков Федор Васильевич  
Якимов Александр Васильевич

Ответственный за выпуск  
Фадеев В.А.

Оформление оригинал-макета  
Бондарь Н.Б., Новиков Д.Ф.

Подписано к печати 26.11.2012 Г. Формат 60X88/8.  
Бумага офсетная. Усл.-печ. л. 14,7. Уч.-изл. л. 12,1  
Тираж 300. Заказ № 321

Отпечатано в типографии завода "ФЭД". 61023, г. Харьков, ул. Сумская,132