

С.Ф. Лушпенко, д-р техн. наук, Н.В. Козакова, канд. техн. наук,  
Е.В. Островерх, канд. техн. наук, Н.В. Сурду, канд. техн. наук,  
Харьков, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КИНЕМАТИКИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ НА КОНТАКТНУЮ ТЕМПЕРАТУРУ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ**

*Математичне моделювання з наступним чисельним дослідженням впливу швидкості обертання круга при круглому врізному і плоскому планетарному шліфуванні на тепловий стан контактної зони дозволяє прогнозувати характер пластичної поведінки металів у різних зовнішніх температурно-швидкісних умовах з метою створення високоефективних технологій обробки металів і сплавів.*

*Математическое моделирование с последующим численным исследованием влияния скорости вращения круга при круглом врезном и плоском планетарном шлифовании на тепловое состояние контактной зоны позволяет прогнозировать характер пластического поведения металлов при различных внешних температурно-скоростных условиях с целью создания высокоэффективных технологий механической обработки металлов и сплавов.*

*Mathematical modeling, followed by a numerical study of the influence of the rotational speed range with a flat round mortise and planetary grinding on the thermal state of the surface area to predict the nature of the plastic behavior of metals under different external conditions of temperature and velocity in order to create high-technology machining of metals and alloys.*

Современные методы металлообработки в значительной степени опираются на шлифование, как эффективный способ изготовления деталей из труднообрабатываемых материалов. Однако, традиционное абразивное шлифование является технологией, связанной с большими затратами энергии, поэтому требуются тщательные научно-технические исследования в направлении поиска таких условий шлифования, которые гарантируют бездефектную и мало-затратную и обработку, как с точки зрения энергетических, так и материальных ресурсов.

Изучение физических закономерностей разрушения поверхностного слоя шлифуемых материалов [1, 2] показало, что одним из путей снижения энергоемкости процесса обработки металлов путем их диспергирования является наличие микромеханизма адсорбционно-пластифицирующего эффекта (АПЭ) при любом механическом процессе, основанном на пластическом деформировании и разрушении металлов, каковым является и шлифование [3]. Предложены критериальные требования, выполнение которых необходимо для повышения эффективности шлифования за счет адсорбционно-пластифицирующего эффекта [4]:

– количество молекул среды, подводимой (или поступающей) в контактную зону к ювенильным участкам поверхности, вскрываемым режущими аб-

разными зернами, должно быть достаточным (с точки зрения теории адсорбции) для образования адсорбционного слоя в течение промежутка времени между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности;

– промежуток времени между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности должен быть не меньше, чем латентный период времени развития АПЭ.

В большинстве случаев протекание в зоне обработки необходимых для АПЭ механохимических реакций не обеспечивается при традиционных методах и режимах шлифования [5]. Однако управляя температурно-скоростными условиями деформирования металлов, и при наличии адсорбционного воздействия различного рода технологических сред (СОТС) можно добиться необходимого адсорбционно-пластифицирующего эффекта в зоне шлифования. В этом случае оценка влияния силовых и температурных показателей процесса микрорезания, кинематических параметров шлифования и свойств абразивного материала позволяет осуществить рациональный выбор абразива и оптимальных режимных параметров для обеспечения АПЭ в известных методах абразивной обработки.

С этой целью проводилось изучение влияния кинематики процесса шлифования на тепловые явления зоны резания при круглом врезном и плоском планетарном шлифовании. В рамках данного исследования была рассмотрена деталь в форме прямоугольного параллелепипеда, а соотношение размеров инструмента и детали было выбрано таким, что вдоль одной из осей координат температура в детали изменялась в течение всего процесса пренебрежимо мало. Другими словами, допустима двухмерная постановка задачи теплопроводности для прямоугольного объекта. Схемы рассматриваемого процесса представлены на рисунках 1 и 2.

В зоне резания, имеющей фиксированные размеры, к поверхности обрабатываемой детали импульсно подводится тепловой поток  $Q$ , величина которого определяется силовыми параметрами процесса резания и изменяется во времени с периодом, равным промежутку времени  $\Delta t_p$  между повторным съемом материала с одного и того же участка поверхности. Тепловой поток в нашем случае является основным связующим звеном между технологическими (в частности силовыми) параметрами шлифования и тепловым состоянием детали, поэтому его определению и корректному введению в математическую модель рассматриваемого процесса теплопроводности уделяется особое внимание. В нашем случае, задаваясь различными значениями теплового потока, моделировалось тепловое состояние детали при различной интенсивности шлифования, а изменяя  $\Delta t_p$ ,

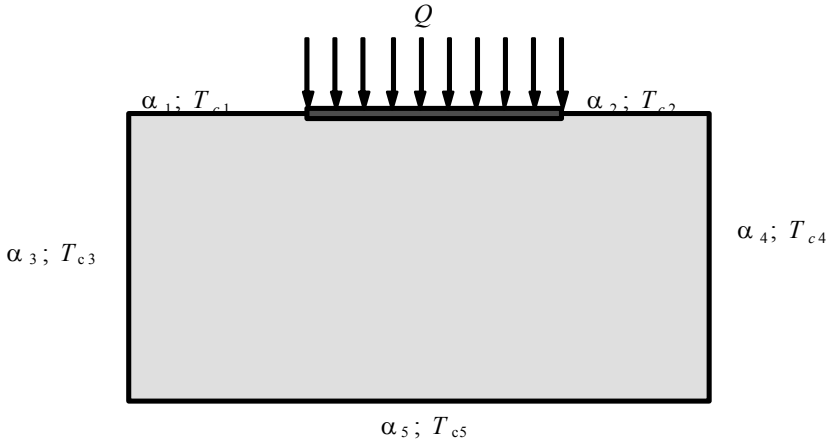


Рисунок 1 – Расчетная схема теплового процесса шлифования

учитывалось влияние на него зернистости абразивного круга и кинематических параметров процесса. Связь теплового состояния объекта с окружающим воздухом или СОТС устанавливалась путем задания температуры окружающей среды  $T_{ci}$  и коэффициента теплоотдачи  $\alpha_i$ . На поверхности детали выделялось пять участков с различными по величине  $T_{ci}$  и  $\alpha_i$ .

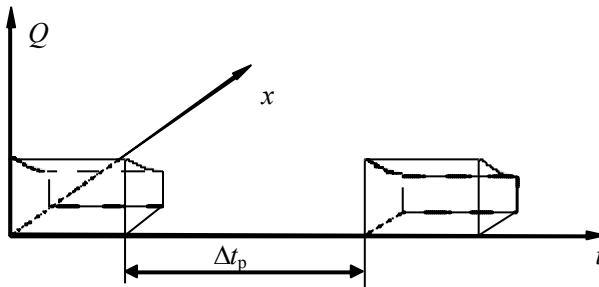


Рисунок 2 – Изменение теплового потока в контактной зоне по времени и пространству

Большинство параметров модели, таких, как геометрические характеристики объекта, параметры окружающей среды и другие, задавались в виде скалярных величин. Функции теплового потока  $Q(x, t)$ , теплопроводности  $\lambda(T)$  и удельной теплоемкости  $c_v(T)$  могут быть заданы векторами коэффициентов аналитической функции известного вида или в более общей форме – набором параметров и процедур перехода от их значений к значениям самих функций. Был выбран второй способ, причем наиболее характерный для многих случаев шлифования вид функций  $Q(x, t)$  (рис. 2) задавался как произведе-

дение двух функций (каждая одной переменной):  $Q(x) \cdot Q_A(t)$ . Это дало возможность достаточно точно и просто моделировать источник теплоты в зоне резания.

Для численного решения система дифференциальных уравнений исходной математической модели преобразуется путем конечно-разностной аппроксимации в систему нелинейных алгебраических уравнений

$$\begin{aligned} & \lambda \left( \frac{T_{i,j} + T_{i+1,j}}{2} \right) \cdot \left( \frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{h_x^2} \right) - \lambda \left( \frac{T_{i-1,j} + T_{i,j}}{2} \right) \cdot \left( \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{h_x^2} \right) + \\ & + \lambda \left( \frac{T_{i,j} + T_{i,j+1}}{2} \right) \cdot \left( \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{h_y^2} \right) - \lambda \left( \frac{T_{i,j-1} + T_{i,j}}{2} \right) \cdot \left( \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{h_y^2} \right) = \\ & = c_v \left( \frac{T_{i,j}^{(-\Delta\tau)} + T_{i,j}}{2} \right) \cdot \left( \frac{T_{i,j} - T_{i,j}^{(-\Delta\tau)}}{\Delta t} \right) \end{aligned}$$

с граничными условиями на поверхности в зоне резания:

$$-\lambda \left( \frac{T_{i,j} + T_{i,j+1}}{2} \right) \cdot \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{h_y^2} = \frac{Q(x, \tau)}{S}$$

и на поверхности вне зоны резания:

$$-\lambda \left( \frac{T_{ij} + T_{ij+1}}{2} \right) \cdot \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{h_y^2} = (T_{i,j} - T_C) \cdot \alpha,$$

где  $h$  и  $\Delta t$  – шаги по пространству и времени.

Для уменьшения погрешности конечно-разностной аппроксимации ближайšie к границе узловые точки отстоят от граничных на полшага. Вблизи источника теплоты выделяется зона с уменьшенными шагами  $h$  для более детального рассмотрения температурного поля в этом месте.

Система конечно-разностных уравнений решалась наиболее экономичным в отношении требуемых объемов компьютерной памяти методом итераций. Этот метод оказался тем более уместным, поскольку одновременно он позволяет учитывать нелинейность исходной математической модели, последовательно уточняя коэффициенты уравнений и компоненты вектора правой

части, зависящие от  $\lambda(T)$  или  $c_v(T)$ . Для ускорения процесса итераций в итерационную формулу вводится коэффициент релаксации  $\omega$  ( $1,5 < \omega < 2,0$ ), причем,  $\omega$  автоматическим образом корректируется в процессе вычислений, оставаясь в пределах оптимальных значений.

Указанные приемы позволяли использовать достаточно подробную сеточную модель (до 105 узловых точек) и без больших затрат машинного времени рассчитывать тепловое состояние объекта для нескольких сотен и даже тысяч моментов времени. Программа решения задачи позволяет получить результаты в виде массивов значений поля температур в заданные моменты времени, в виде картин поля с эквипотенциальными линиями, а также в виде графиков функций  $T(y)$  и  $T(t)$ , где  $y$  – глубина обрабатываемого материала, а  $t$  – время обработки.

Полученные результаты дают возможность проследить ход прогресса материала на разных расстояниях от зоны резания, оценить градиенты, моменты достижения температурой в заданной точке критического значения и т. п.

Для проведения численных экспериментов по установлению влияния скорости вращения круга при круглом врезном шлифовании на тепловое состояние контактной зоны были выбраны следующие значения исходных параметров. Во всех случаях моделировалась обработка шлифованием материала с теплопроводностью  $5,5 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$  и теплоемкостью  $3,5 \cdot 10 \text{ Дж/(м}^3\cdot\text{К)}$ . Обрабатываемая деталь имела сечение  $5 \times 10 \text{ мм}$ . Охлаждение детали осуществлялось средой с температурой  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  при коэффициенте теплоотдачи  $50 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$ . В контактной зоне шириной  $0,75 \text{ мм}$  с периодичностью  $\Delta t_p = l_p / V_{кр}$  ( $l_p = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  – среднестатистическое расстояние между режущими зернами) и скважностью  $L_k / (V_{кр} \cdot \Delta t_p)$  возникает тепловой источник с мощностью, которая определяется по зависимости:

$$Q = \frac{\bar{p}_z \cdot (V_{кр} + V_d) \cdot m}{L_k},$$

где  $\bar{p}_z$  – средняя удельная тангенциальная составляющая силы резания;

$V_{кр}$  – скорость вращения абразивного круга;

$V_d$  – скорость вращения детали;

$m$  – доля механической энергии, переходящей в тепло;

$L_k$  – длина дуги контакта абразивного круга с обрабатываемой поверхностью.

Среднее значение удельной тангенциальной составляющей силы шлифования  $\bar{p}_z = 8 \cdot 10^3 \text{ Н/м}$ , линейная скорость вращения абразивного круга диаметром  $D = 0,6 \text{ м}$  была  $V_{кр} = 35 \text{ м/с}$ ;  $m = 0,3$  [6], линейная скорость вращения изделия диаметром  $d = 0,1 \text{ м}$  определялась из зависимости  $V_d = \pi d N_d$ , где

частота вращения детали  $N_d$  принимала значения 50, 100, 200, 300...900 об/мин. Длина дуги контакта  $L_k$  определялась по зависимости:

$$L_k = \sqrt{60DdS_{\Pi} / [(D + d)N_d]},$$

где  $S_{\Pi} = 2 \cdot 10^{-5}$  м/с – значение радиальной подачи на врезание.

Исходные значения расчетных параметров, для которых определялась кинетика изменения температуры в контактной зоне, представлены в таблице 1.

**Таблица 1 – Значения расчетных параметров для численного моделирования теплового состояния контактной зоны при круглом врезном и планетарном шлифовании**

Вид шлифования	Частота вращения детали $N$ , об/мин	Длина дуги контакта $L_k$ , мм	Линейная скорость вращения детали $V_{дв}$ , м/с	Скорость шлифования $V_{шл}$ , м/с	Плотность теплового потока $q$ , Вт/м <sup>2</sup>	Длительность воздействия теплового импульса $\Delta t_{имп}$ , с	Период следования тепловых импульсов $\Delta t_p$ , с	Время воздействия тепловых импульсов на контактную зону $t_{шл}$ , с
Круглое врезное	50	1,43	0,26	35,26	$5,9 \cdot 10^7$	$4,1 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$5,48 \cdot 10^{-3}$
	100	1,01	0,52	35,52	$8,4 \cdot 10^7$	$2,9 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,94 \cdot 10^{-3}$
	200	0,72	1,05	36,05	$1,2 \cdot 10^8$	$2,0 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$6,85 \cdot 10^{-4}$
	300	0,59	1,57	36,57	$1,5 \cdot 10^8$	$1,7 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$3,73 \cdot 10^{-4}$
	400	0,51	2,09	37,09	$1,8 \cdot 10^8$	$1,4 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$2,42 \cdot 10^{-4}$
	500	0,45	2,62	37,62	$2,0 \cdot 10^8$	$1,3 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,73 \cdot 10^{-4}$
	600	0,41	3,14	38,14	$2,2 \cdot 10^8$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,32 \cdot 10^{-4}$
	700	0,38	3,67	38,67	$2,4 \cdot 10^8$	$1,1 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,05 \cdot 10^{-4}$
	800	0,36	4,19	39,19	$2,6 \cdot 10^8$	$1,0 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$8,56 \cdot 10^{-5}$
	900	0,34	4,71	39,71	$2,8 \cdot 10^8$	$9,7 \cdot 10^{-5}$	$6,67 \cdot 10^{-2}$	$6,67 \cdot 10^{-2}$
Планетарное					$2,8 \cdot 10^8$	$9,7 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	$1,02 \cdot 10^{-4}$

Результаты решения задачи даны в виде термограмм изменения контактной температуры (рис. 3 – 6) на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм.

Анализ результатов проведенных расчетов показывает, что максимальное значение контактной температуры характерно для тех режимов шлифования, в которых скорость вращения детали  $V_d$  не превышает 40 м/мин (рис. 2.3

и 2.4). При этом температура может достигать значений порядка 400...700 °С. С изменением линейной скорости вращения обрабатываемой детали в диапазоне  $V_d$  от 1 до 4,7 м/с, когда выполняются критериальные требования [4], количество тепловых импульсов, воздействующих на контактную зону, уменьшается до одного.

Это приводит к тому, что температура в зоне контакта постепенно уменьшается (рис. 5) и достигает минимального значения, которое на самой поверхности (рис. 6) не превышает 300 °С, на глубине 5 мкм  $T \leq 220$  °С, а на глубине 15 мкм  $T \leq 120$  °С. В случае численного моделирования теплового состояния контактной зоны при планетарно-сопряженном шлифовании, когда тепловые импульсы следуют с периодичностью  $\Delta t_p \geq 1,5 \cdot 10^{-2}$  с, температура контактной зоны не превышает 120 °С.

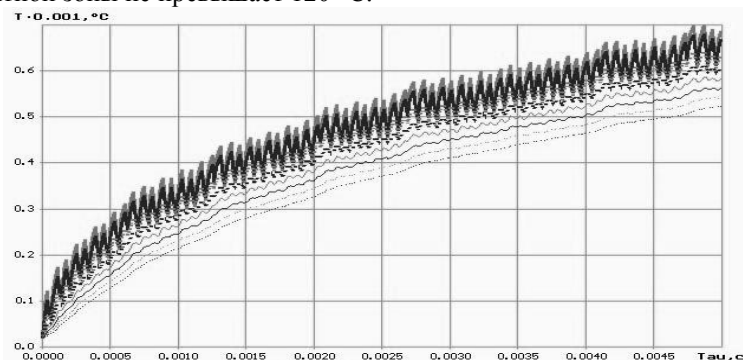


Рисунок 3 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия  $V_d = 0,26$  м/с

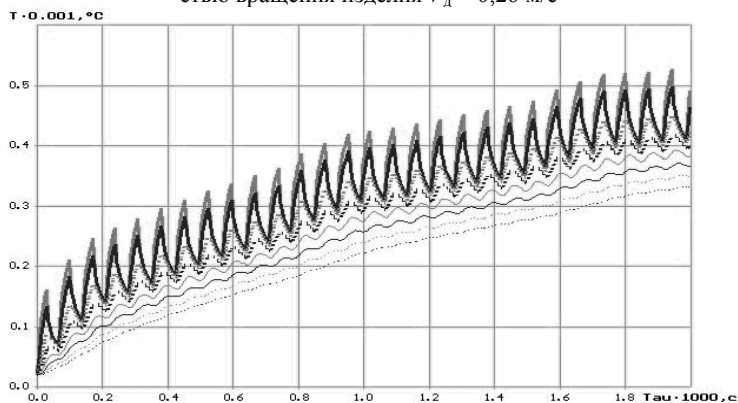


Рисунок 4 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия  $V_d = 0,52$  м/с

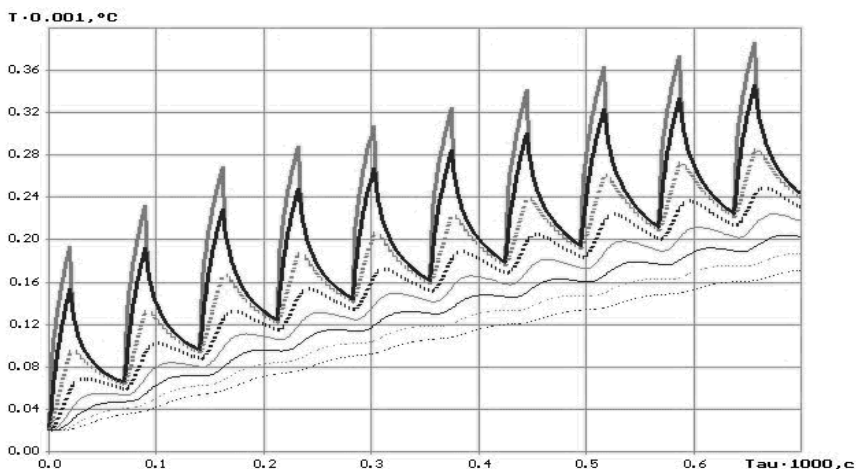


Рисунок 5 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия  $V_d = 1,0$  м/с

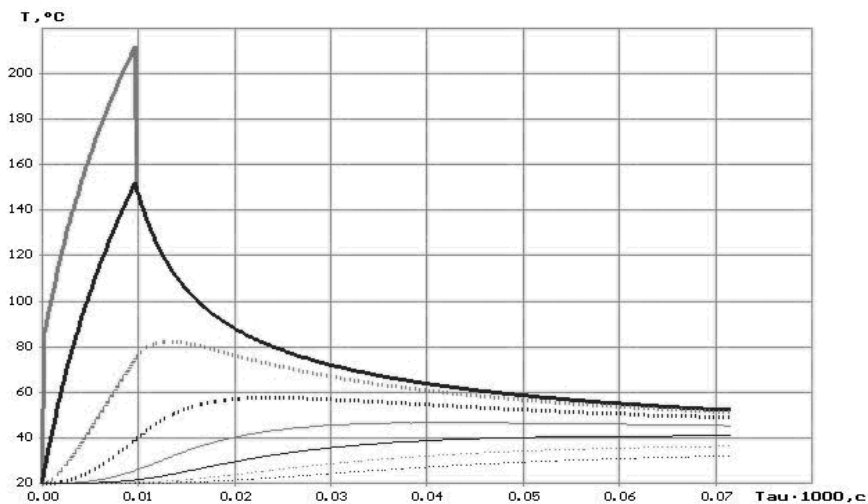


Рисунок 6 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия  $V_d = 4,71$  м/с

Расчеты показали, что при обеспечении критериальных требований АПЭ температура в зоне резания снижается в 2,5 раза и не превышает  $300\text{ }^\circ\text{C}$  для



круглого шлифования без охлаждающих жидкостей и 120 °С – для планетарно-сопряженного. Это позволяет исключить вероятность возникновения шлифовальных трещин и прижогов при соответствующем выборе СОТС, причем не только по составу, обеспечивающему необходимые адсорбционные свойства, но и по схеме подачи в зону шлифования.

Таким образом, зная температурные показатели адсорбционно-пластифицирующего эффекта, можно выбирать следующие пути снижения энергоемкости процесса шлифования:

– кинематическими способами [7, 8, 9], заключающимися в установлении таких соотношений между кинематическими параметрами процесса шлифования, при которых достигается максимально возможное значение промежутка времени между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности;

– физико-химическими способами активации процесса хемосорбции, т.е., технологическими мероприятиями (воздействием электрическими и магнитными полями и токами, например, катодной поляризацией обрабатываемой поверхности, легированием СОТС специальными поверхностно-активными веществами и пр.);

– комбинированными способами, основанными на сочетании кинематических методов с физико-химическими.

**Список использованных источников:** 1. *Маслов Е. Н.* Теория шлифования материалов / *Маслов Е. Н.* – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с. 2. *Нотт Дж. Ф.* Основы механики разрушения / *Нотт Дж. Ф.* – М.: Металлургия, 1978. – 256 с. 3. *Рибиндер П. А.* Поверхностные явления в дисперсионных системах: избр. тр. / *Рибиндер П. А.* // Физико-химическая механика. – М.: Наука, 1979. – 381 с. 4. *Сурду Н. В.* Адсорбционное влияние сред при шлифовании металлов / *Сурду Н. В.* // Пробл. машиностроения. – 1999. – Т. 2, № 1–2. – С. 106–113. 5. Разработка физического представления о механических процессах при шлифовании и компьютерное моделирование их тепловых проявлений: отчет о НИР (закл.) / Ин-т проблем машиностроения им. А. Н. Подгорного НАН Украины; руководитель НИР *Ю. Мацевитый*. – Харьков, 2006. – 132 с. – № ГР 0106U008604.– Отв. исполнители *А. Тарелин, С. Лушпенко, Н. Сурду*. 6. *Резников А. Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов / *Резников А. Н.* – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 7. Патент 1732599 РФ. Способ абразивной обработки деталей / *Сурду Н. В., Тарелин А. А., Горбачев А. Ф., Подольский Э. В.* (Украина). – Зарегистрировано в Государственном реестре изобретений 19.03.93. 8. Патент по заявке 5064223 РФ. Способ шлифования / *Сурду Н. В., Буюлки И. М., Тарелин А. А., Горбачев А. Ф.* (Украина) – Заявл. 05.10.92. 9. Пат. 78872 Украина. Способ планетарного шлифования / *Горбачев А. А., Сурду Н. В., Долматов А. И., Телегин А. В.* – Опубл. 25.04.2007, Бюл. №5.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*