

Ю.А.СИЗЫЙ, Д.В.СТАЛИНСКИЙ, А.Н.УШАКОВ

О МГНОВЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ ШЛИФОВАНИЯ

Розглянуто і проаналізовано рішення задачі теплопровідності при різанні одиничним абразивним зерном на основі представлення зрізаного шару як сукупності тонких адиабатичних стержнів.

The theoretical solution of the heat conduction task in cutting process by individual abrasive grain on the based of present a cutting layer as totality thin adiabatic pivots are considered.

При анализе теплофизических условий процесса шлифования различают мгновенную, развивающуюся в зоне микрорезания шлифующим зерном, контактную, устанавливающуюся в зоне контакта круга с деталью и среднюю температуру в поверхностном слое детали [1].

Мгновенная и контактная температуры представляют наибольший интерес для исследователя, т.к. именно они оказывают наибольшее влияние на качество обрабатываемой поверхности.

Теоретическим исследованиям теплофизики резания единичным зерном уделено большое внимание в работах Редько С.Г. [2], Резникова А.Н. [3], Корчака С.Н. [4], Островского В.И. [5] выполненных в середине прошлого века. Подходы к решению задачи теплопроводности при микрорезании абразивным зерном у всех авторов различные, как и полученные количественные и качественные результаты. Поэтому эта задача требует дальнейшего внимания исследователей.

В последние годы появились работы [6,7,8], углубляющие понимание теплофизических явлений при резании единичным зерном. При этом заслуживает внимание подход, впервые примененный Якимовым А.В. [9] и развиваемый Новиковым Ф.В. [6,7,8] представления срезанного слоя металла зерном или шлифовальным кругом как совокупности адиабатических стержней. Этот оригинальный подход позволяет углубить существующее понимание теплофизических явлений при шлифовании, описать их достаточно простыми зависимостями, облегчающими их использование на практике. Однако в этих работах [6,7,8], описание температурного поля в адиабатическом стержне выполнено достаточно искусственно на основе попытки решения задачи теплового баланса – распределения тепла в стружке и обработанной поверхности. В то же время эта задача может быть решена на основе классического уравнения теплопроводности. Этому решению и его анализу посвящается настоящая статья.

Расчетная схема микрорезания показана на рис.1. Это плоская схема резания, т.е. зерно, принимается как-бы бесконечным в направлении перпендикулярному чертежу.

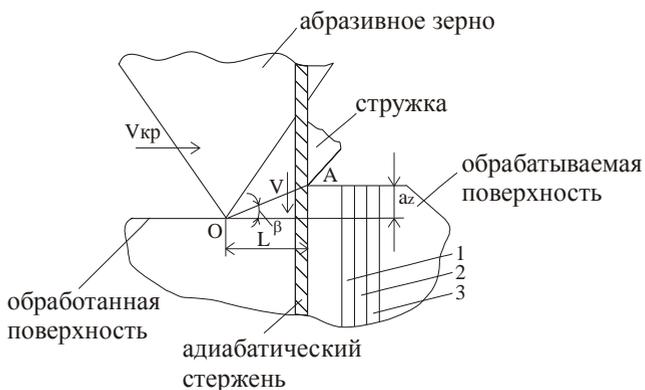


Рис. 1 – Расчетная схема микрорезания

Согласно этой схемы зерно принимается абсолютно острым (нет площадки износа) и передний угол резания отрицательным. Вращательное движение шлифовального круга со скоростью $V_{кр}$ заменяем на поступательное и принимаем, что зерно стоит, а движется обрабатываемая поверхность в направлении противоположном $V_{кр}$. Срезание слоя толщиной a_z происходит за счет сдвига по плоскости сдвига, след которой на плоскости чертежа линия OA . Обрабатываемую поверхность представляем как совокупность стержней 1, 2, 3 и т.д. Когда такой стержень входит в зону резания и перерезается на плоскости сдвига, он как-бы продлевается в стружку и абразивное зерно.

Так как теплофизические константы электрокорунда очень близки к стали [10], то заштрихованный стержень можно принять однородным и бесконечным в обе стороны от источников тепла (плоскость сдвига). Упрощая задачу теплопроводности принимаем этот стержень адиабатическим, т.е. не отдающим тепло в боковые от оси стержня стороны. Такое допущение обосновываем следующим образом. Если рассматривать какой-либо стержень, перерезаемый по плоскости сдвига, то он соседствует с обеих сторон с такими же стержнями, перерезаемыми плоскостью сдвига. Причем при небольшом угле сдвига β смещение плоскостей сдвига вдоль стержня и соседних с ними невелико. Поэтому нагрев их боковых поверхностей различается незначительно и тепло в основном устремляется вдоль стержней. Т.е. с какой-то погрешностью, которую считаем небольшой, стержень, движущийся в противоположном направлении скорости резания, можно принять адиабатическим.

Таким образом, задача описания температуры в стружке, т.е. выше уровня обработанной поверхности (см. рис.1), и в поверхности детали (ниже уровня обработанной поверхности), сводится к задаче описания

температурного поля в адиабатическом стержне с движущимся вдоль стержня плоским перпендикулярным к оси стержня источником тепла.

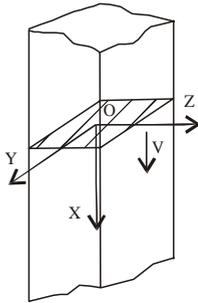


Рис. –2 Адиабатический стержень с плоским источником тепла в плоскости ZOX и движущийся вдоль оси X со скоростью V

На рис. 2 показан адиабатический стержень с плоским источником тепла (заштрихован) движущийся со скоростью V вдоль оси X. Поскольку стержень адиабатический, т.е. нет теплообмена от его стенок по осям Z и Y, то значит нет градиента температуры по этим осям. Отсутствие градиента может быть только в случае если стержень и источник тепла бесконечный вдоль осей Z и Y. Таким образом, задача теплопроводности сводится к одномерной задаче в бесконечном пространстве,

дифференциальное уравнение и граничные условия для которой следующие:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + V \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1)$$

$$\text{при } T(x, t)|_{t=0} = 0; T(-\infty, t) = 0; T(+\infty, t) = 0.$$

Краевые условия $T(\pm\infty, t) = 0$ обоснованы тем, что источник тепла движется с большой скоростью и время действия его очень мало. Поэтому тепло впереди и за источником распространяется недалеко и при ограниченности стержня вдоль его оси размерами детали с одной стороны и стружкой и зерном с другой можно принять, что тепло не достигнет концов стержня.

Решаем эту задачу методом источников [3] используя для этого фундаментальное решение уравнения теплопроводности для точечного мгновенного источника тепла в неограниченном пространстве [3]:

$$T(x, y, z, t) = \frac{\theta}{c \cdot \rho [4 \cdot \pi \cdot a (\tau - t)]^{3/2}} \cdot \exp\left(-\frac{(x - x_u)^2 + (y - y_u)^2 + (z - z_u)^2}{4 \cdot a (\tau - t)}\right) \quad (2)$$

где x_u, y_u, z_u – координаты точки, в которой имел место тепловой импульс, м;

c – удельная теплоемкость материала стержня, $\frac{Дж}{м \cdot c \cdot град}$; ρ – плотность

стержня $\frac{\kappa z}{M^3}$; a - коэффициент температуропроводности, $\frac{M^2}{c}$; θ - количество теплоты, внесенное импульсом, Дж; τ - время наблюдения за температурным полем, с.

Чтобы получить бесконечный вдоль осей Y и Z источник тепла надо проинтегрировать (2) по y_u и z_u в пределах $\pm\infty$. Кроме этого, т.к. источник тепла не имеет размера вдоль оси x , то $x_u = 0$.

Движение источника тепла вдоль оси x со скоростью V в движущейся вместе с источником системе координат учитывается заменой $(x-x_u)^2$ на $[(x-x_u)+V(\tau-t)]^2$ [3].

Следовательно, задача теплопроводности для движущегося источника тепла в адиабатическом стержне запишется следующим образом:

$$T(x,t) = \frac{q}{c \cdot \rho [4 \cdot \pi \cdot a]^3/2} \int_{-\infty}^{\infty} dz_u \int_{-\infty}^{\infty} dy_u \int_0^t \frac{dt}{(\tau-t)^{3/2}} * \exp\left(-\frac{[x+V(\tau-t)]^2 + (y-y_u)^2 + (z-z_u)^2}{4 \cdot a(\tau-t)}\right) \quad (3)$$

Выполнив интегрирование по x_u и z_u получим окончательно:

$$T(x,t) = \frac{q}{2 \cdot c \cdot \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp\left(-\frac{[x+V(\tau-t)]^2}{4 \cdot a(\tau-t)}\right) \quad (4)$$

Мгновенная температура, т.е. максимальная при резании единичным абразивным зерном, имеет место очевидно для координаты $x=0$, т.е. находится в источнике тепла, а значит в начале системы координат движущейся с источником. В этом случае:

$$T(\tau)|_{x=0} = \frac{q}{2 \cdot c \cdot \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp\left(-\frac{V^2(\tau-t)}{4 \cdot a}\right) \quad (5)$$

В результате интегрирования с введением новой переменной $t_1 = \frac{V}{2 \cdot a} \sqrt{\tau-t}$ получим:

$$T(\tau) = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V} \operatorname{erf}\left(\frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}}\right) \quad (6)$$

Мгновенная температура – это максимальная температура в источнике тепла за время перемещения адиабатического стержня на расстояние L (см. рис.1) или, что-то же самое, за время действия источника тепла. Время, соответствующее максимальной, т.е. мгновенной температуре:

$$\tau_{\text{мгн.}} = \frac{a_z}{tg\beta \cdot V_{кр}}, \quad (7)$$

где $V_{кр}$ – скорость шлифования.

В выражении (6) дробь $\frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}}$ – безразмерный комплекс, который обозначим буквой S , и который в параметрах процесса резания для времени $\tau=\tau_{мгн}$ будет иметь следующий вид:

$$S = \frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}} = \sqrt{\frac{V_{кр} \cdot a_z \cdot tg\beta}{4 \cdot a}} . \quad (8)$$

Установившееся значение температуры в источнике тепла в адиабатическом стержне согласно (6) будет соответствовать времени $\tau=\infty$. В этом случае $erf(\infty)=1$ и значение температуры

$$\tau_{уст.} = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V} = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{кр} \cdot \beta} . \quad (9)$$

Функция $erf(S)$ табулирована, введена во все математические пакеты прикладных программ и имеет вид, показанный на рис.3.

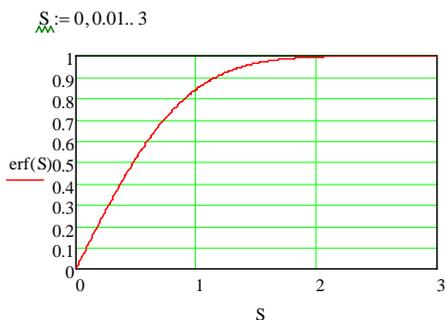


Рисунок 3 График функции $erf(S)$

Из графика функции $erf(S)$ видно, что для $S > 2$ она практически равна 1 и далее не увеличивается. Таким образом, температура в источнике тепла устанавливается для $S > 2$.

Полезно определить какой области изменения $V_{кр}$ и a_z соответствуют условия, когда $S > 2$. Это видно из графика рис.4, и эта область находится правее изолинии с $S = 2$. Так, например, при шлифовании со скоростью 50 м/с мгновенная температура устанавливается для a_z больше примерно значения равного 6.5 мкм.

Если говорить об обдирочном шлифовании, для которого значения $a_z > 5$ мкм, то мгновенная температура всегда будет максимальной.

При расчете зависимости $S(a_z, V_{кр})$ принято, что угол сдвига $\beta=22^\circ$ (0.384 рад), а коэффициент температуропроводности $a=8$ мм²/с, что соответствует его значению для стали 45 [3].

Для чистового шлифования, т.е. для шлифования с малыми толщинами среза на зерно $a_z < 3$ возможны условия, когда мгновенная температура не достигает всего максимального значения, но чем больше скорость шлифования, тем она ближе к максимальной установившейся. При этом надо отметить, что даже при очень малых значениях толщины среза (1...2) мкм значение комплекса S больше единицы, а это значит что функция $\text{erf}(S)$ больше 0.85, т.е. максимальная температура резания зерном почти равная максимально установившейся и можно считать, что практически для всех режимов шлифования мгновенная температура будет равна максимальной установившейся, т.е. температуре в источнике тепла ($x=0$) для

$$\text{времени } \tau_{\text{мгн.}} = \frac{a_z}{\text{tg}\beta \cdot V_{\text{кр}}}$$

$$\beta := 0.384 \quad a := 8 \quad i := 0..9 \quad a_{z_i} := 1 + 1 \cdot i \quad j := 0..10 \quad V_{\text{кр}_j} := 30 + 5 \cdot j$$

$$S_{\text{M}}(a_z, V_{\text{кр}}) := \sqrt{\frac{V_{\text{кр}} \cdot a_z \cdot \tan(\beta)}{4 \cdot a}} \quad M_{i,j} := S(a_{z_i}, V_{\text{кр}_j})$$

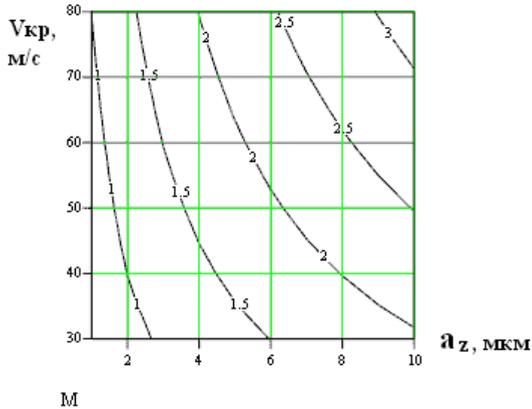


Рис. 4 – Безразмерный комплекс S в зависимости от параметров процесса шлифования

Представляет определенный интерес распределение температуры вдоль адиабатического стержня, т.е. и ниже обработанной поверхности (см. рис.1), а значит в поверхностном слое детали. Расчет необходимо производить по (4). Причем температуру $T(x,\tau)$ желательно выразить в относительных единицах, т.е. отнесенной к $T_{\text{уст}}$ согласно (9). Обозначим это отношение как

$T_{отн}$, которое получим делением (4) на (9) с заменой V на $V_{кр} \operatorname{tg} \beta$ и подстановкой значения $\tau = \frac{a_z}{\operatorname{tg} \beta \cdot V_{кр}}$ согласно (7):

$$T_{отн}(x) = \frac{T(x, \tau)}{T_{уем}} = \frac{V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta}{2\sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{\exp\left(-\frac{[x + V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta (\tau - t)]^2}{4 \cdot a (\tau - t)}\right)}{\sqrt{\tau - t}} dt \quad (10)$$

Расчет выполним в области условий шлифования правее изолинии со значением 2 на графике рис.4, т.е. в области, когда температура в источнике тепла будет достигать установившегося (максимального) значения.

Таковыми условиями будут, например, значения $V_{кр}=50$ м/с и $a_z=6.5$ мкм. Угол сдвига принимаем равным 22° . Условия и результаты расчета приведены на рис.5. Из этого рисунка видно, что максимальная относительная температура равна единице для $x=0$. Для значений $x>0$ - это поверхность детали, а для $x<0$ - это стружка и абразивное зерно.

Для принятых условий глубина прогрева детали примерно равна $1 \cdot 10^{-6}$ м (1 мкм). В основном все тепло ушло в стружку и абразивное зерно. Тепловой баланс можно определить как отношение между площадями под кривой рис.5 для $x<0$ и для $x>0$ к площади под всей кривой. Таким образом, доля тепла перешедшего в стружку:

$$K_{cmp} = \frac{\int_{-\infty}^0 T_{om}(x) dx}{\int_{-\infty}^{\infty} T_{om}(x) dx}, \quad (12)$$

а доля тепла перешедшего в деталь:

$$K_{дем} = \frac{\int_0^{\infty} T_{om}(x) dx}{\int_{-\infty}^{\infty} T_{om}(x) dx}. \quad (13)$$

Результаты расчета также приведены на рис.5, из которого видно, что только 6% тепла выделяемого при резании одним зерном на плоскости сдвига ушло в поверхность детали, а 94% в стружку и зерно.

Представляет несомненный интерес абсолютное значение температуры при резании единичным зерном. Для этого при расчете по (3) плотность теплового потока q рассчитываем согласно зависимости [4,11]:

$$az := 6.5 \cdot 10^{-6} \quad V_{kp} := 50 \quad \beta := 0.384 \quad \tau := \frac{az}{V_{kp} \tan(\beta)} \quad \tau = 3.217 \times 10^{-7}$$

$$a := 8 \cdot 10^{-6} \quad x := -15 \cdot 10^{-6}, -14.95 \cdot 10^{-6} .. 15 \cdot 10^{-6}$$

$$Tot(x) := \frac{V_{kp} \tan(\beta)}{2 \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{e^{-\frac{[x + V_{kp} \tan(\beta) \cdot (\tau - t)]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - t)}}}{\sqrt{\tau - t}} dt$$

$$Kct := \frac{\int_{-1.5 \cdot 10^{-5}}^0 Tot(x) dx}{\int_{-1.5 \cdot 10^{-5}}^{1.5 \cdot 10^{-5}} Tot(x) dx} \quad Kct = 0.94$$

$$Kdt := \frac{\int_0^{1.5 \cdot 10^{-5}} Tot(x) dx}{\int_{-1.5 \cdot 10^{-5}}^{1.5 \cdot 10^{-5}} Tot(x) dx} \quad Kdt = 0.06$$

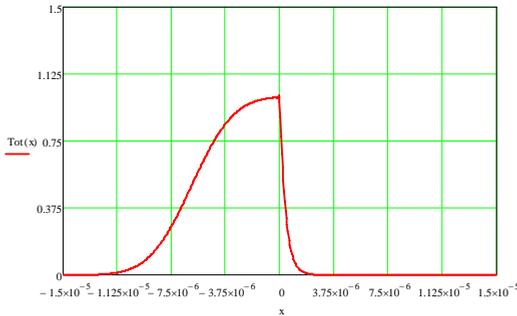


Рис. 5 – Анализ относительной температуры Tot(x) и распределения тепла между стержней и деталью

$$q = \sqrt{3.25} \cdot \tau_s \cdot V_{kp} \cdot \cos \beta_1, \quad (14)$$

где $\tau_s = \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}}$, τ - напряжение сдвига; σ_i – интенсивность напряжений.

Расчет выполнен для тех условий, что в [11], т.е. для стали X18N10T для которой $\sigma_i = 250000$ м/см² [4], $\rho = 4.52$ Дж/см³·град и $a = 0.05$ см²/с [3]. Углы $\beta = 22^\circ$, $\beta_1 = 34.32^\circ$ [4], $V_{kp} = 4000$ см/с. Координату x вдоль стержня изменяем в пределах 0.0015 см до 0.001 см. Все эти условия и результаты расчета приведены на рис 6 и 7, из которого видно, что максимальная температура достигает значения 1140.4°C и при этом почти все тепло выделяемое на плоскости сдвига уносится стержней.

Полученный результат значения температуры в 1140.4°C интересно сравнить с результатами, полученными в [11].

В [11] температурное поле исследовалось как результат движения со скоростью V_{kp} источника тепла расположенного на плоскости сдвига. При таком подходе нет необходимости принимать зону срезаемого металла как набор адиабатических стержней, что строго не обосновывается и, естественно, вносит в расчет погрешность. В [11] также получено, что

максимальная температура в детали от работы деформации на плоскости сдвига для тех же условий, что и в рис.6, равна 1080 °С. Таким образом, разница между 1140.4 °С и 1080 °С невелика, погрешность к описанию срезаемого слоя как совокупности адиабатических стержней не больше 10%. В то же время подход к анализу теплофизики резания зерном путем представления зоны удаляемого металла в виде адиабатических стержней позволили очень просто и наглядно решить задачу теплового баланса от работы пластической деформации, что затруднительно при решении, описанном в [11].

$$\begin{aligned}
 c_p &:= 4.52 & a &:= 0.05 & \sigma_i &:= 2500 \cdot 10^2 \\
 \beta_1 &:= \frac{34.32\pi}{180} & \beta_1 &= 0.599 \\
 \beta &:= \frac{22\pi}{180} & \beta &= 0.384 & V_{kp} &:= 4000 \\
 \tau_s &:= \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}} & \tau_s &= 1.443 \times 10^5 & a_z &:= 0.00065 \\
 q &:= \sqrt{3.25 \cos(\beta_1)} \cdot \tau_s \cdot V_{kp} \cdot 10^{-2} & q &= 8.596 \times 10^6 \\
 \tau &:= \frac{a_z}{V_{kp} \tan(\beta)} & \tau &= 4.022 \times 10^{-7} \\
 x &:= -0.0015, -0.00149, 0.001
 \end{aligned}$$

$$T(x) := \frac{q}{2 \cdot c_p \cdot \sqrt{\pi} \cdot a} \int_0^\tau \frac{e^{-\frac{[x + V_{kp} \cdot \tan(\beta) \cdot (\tau - t)]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - t)}}}{\sqrt{\tau - t}} dt$$

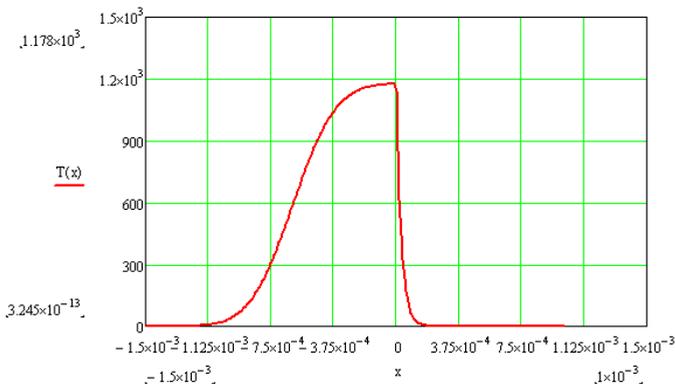


Рис. 6 – Абсолютная температура в адиабатическом стержне (общая картина)

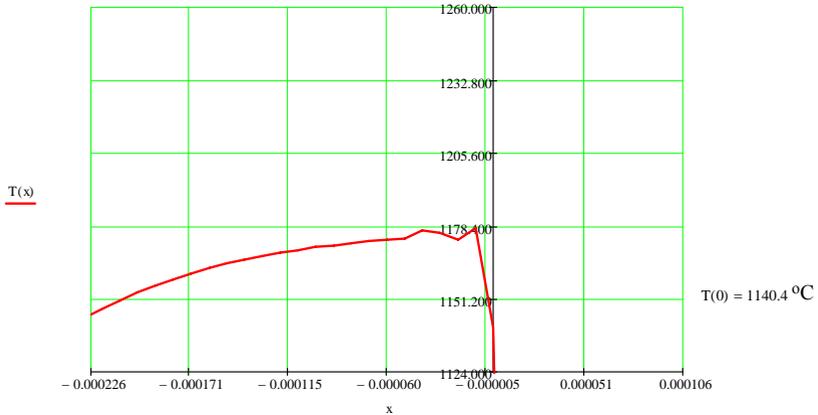


Рис. 7 – Абсолютная температура в адиабатическом стержне (уточняющая картина)

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифование материалов. М.: Машиностроение, 1974.-320 с. 2. Редько С.Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов. Изд-во Саратовского университета, 1962, 231 с. 3. Резников А.Н. Теплофизика резания. М., Машиностроение, 1969, 288 с. 4. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. - М.: Машиностроение, 1974.- 280 с. 5. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. Изд-во Ленинградского университета, 1981, 141 с. 6. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. "Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка". Випуск 61, Харків 2007, 23-33 с. 7. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию. "Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка". Випуск 61, Харків 2007, 164-171 с. 8. Рябенков И.А. Определение условий уменьшения температуры шлифования и глубины её проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали. "Вестник национального технического университета "ХПИ", 23, 2008, Харьков, 16-21 с. 9. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технология машиностроения. В десяти томах под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. Том 4 Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. Одесса 2002, 801 с. 10. Основы проектирования и технологического изготовления абразивного и алмазного инструмента. /Ковальчук Ю.М. и др./ - М., 1984. 11. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Пирогов А.Ю. Теплофизика резания единичным абразивным зерном. "Восточно-европейский журнал передовых технологий"1/5 (31) 20008, 30-40 с.

Поступила в редколлегию 29.11.08