

УДК 621.923

О. С. КЛЕНОВ

УПРОЩЕННЫЕ ПОДХОДЫ К АНАЛИТИЧЕСКОМУ ОПРЕДЕЛЕНИЮ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

В роботі наведено отримані спрощені аналітичні залежності для визначення температури різання при шліфуванні й лезовій обробці. Показано, що основна частка тепла, що утворюється при шліфуванні, йде в оброблювану деталь, а при лезовій обробці, навпаки, фактично все тепло йде в стружки, що утворюються, внаслідок збільшеної продуктивності обробки. При цьому температура різання при шліфуванні більше, ніж при лезовій обробці в зв'язку зі збільшенням умовним напруженням різання, обумовленим інтенсивним тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і наявністю негативних передніх кутів на різальних зернах. Тому основною умовою зменшення температури різання є зменшення умовного напруження різання.

Ключові слова: температура різання, шліфування, лезова обробка, умовне напруження різання, продуктивність обробки, якість обробки, сила різання, адіабатичний стержень.

В работе приведены полученные упрощенные аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке. Показано, что основная доля тепла, образующегося при шлифовании, уходит в обрабатываемую деталь, а при лезвийной обработке, наоборот, фактически все тепло уходит в образующиеся стружки вследствие увеличенной производительности обработки. При этом температура резания при шлифовании больше, чем при лезвийной обработке в связи с увеличенным условным напряжением резания, обусловленным интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом и наличием отрицательных передних углов на режущих зернах. Поэтому основным условием уменьшения температуры резания является уменьшение условного напряжения резания.

Ключевые слова: температура резания, шлифование, лезвийная обработка, условное напряжение резания, производительность обработки, качество обработки, сила резания, адиабатический стержень.

The paper presents simplified analytical dependencies for determination of the cutting temperature during grinding and blade machining. It is shown that the main part of the heat generated during grinding leaves in the workpiece, and in the case of blade processing, on the contrary, virtually all the heat goes to the resulting chips because of the increased processing capacity. At the same time, the cutting temperature during grinding is greater than in the case of blade cutting due to the increased nominal cutting stress due to the intense friction of the wheel bundle with the material being processed and the presence of negative front corners on the cutting grains. Therefore, the main condition for reducing the cutting temperature is a reduction in the nominal cutting voltage.

Key words: Cutting temperature, grinding, blade processing, conditional cutting voltage, processing capacity, machining quality, cutting force, adiabatic rod.

Постановка проблеми. Шлифование является одним из основных методов финишной обработки деталей машин, обеспечивающим высокое качество и точность обрабатываемых поверхностей. Однако процесс шлифования характеризуется относительно низкой производительностью обработки в связи с возможностью образования на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. Поэтому в ряде случаев вместо шлифования применяют финишную лезвийную обработку, обеспечивающую более высокие показатели качества обрабатываемых поверхностей. В связи с этим проблема повышения производительности обработки при шлифовании с учетом ограничения по температуре резания является актуальной, направленной на интенсификацию машиностроительного производства. Этому вопросу в научно-технической литературе уделяется большое внимание: разработаны эффективные технологические процессы шлифования, позволяющие добиться существенного повышения производительности при обеспечении высокого качества обработки. Вместе с тем, полученные решения носят, как правило, частный характер, поскольку основаны на результатах экспериментальных исследований для вполне конкретных случаев обработки без проведения глубокого теоретического анализа физической сущности тепловых процессов, протекающих при шлифовании.

Анализ последних исследований и публикаций. В настоящее время получены фундаментальные теплофизические решения применительно к процессам шлифования [1-4], однако они достаточно сложны

для практического применения. Это требует разработки новых теоретических решений, позволяющих достаточно просто подойти к определению температуры резания при шлифовании и обосновать оптимальные условия обработки, обеспечивающие максимально возможную производительность и высокое качество обрабатываемых поверхностей. Учитывая сказанное, в работе [5] предложен достаточно простой и эффективный теоретический подход к определению температуры резания при шлифовании, учитывающий баланс тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь. Суть подхода состоит в том, что снимаемый припуск представлен набором бесконечно тонких прямолинейных адиабатических стержней, которые расположены перпендикулярно движению шлифовального круга (рис. 1) и перерезаются в процессе шлифования. Этот теоретический подход является дальнейшим развитием подхода, предложенного профессором Якимовым А.В. [2], согласно которому процесс перерезания адиабатических стержней не рассматривается, а распределение тепла, образующегося при шлифовании, учитывается поправочным коэффициентом, установленным экспериментальным путем. В предлагаемом подходе [5] (в результате учета перерезания адиабатических стержней шлифовальным кругом) рассматривается движение теплового источника вдоль адиабатического стержня, что позволяет автоматически учитывать образующееся при шлифовании тепло, уходящее в стружки и обрабатываемую деталь, соответственно приблизить теорию и практику шлифования и научно обоснованно подойти

© О.С. Кленов, 2017

к определению температуры резания как при шлифовании, так и при лезвийной обработке.

Цель работы – аналитическое определение температуры резания при шлифовании, ее сравнение с температурой резания при продольном точении и обоснование наиболее эффективных направлений уменьшения температуры резания при механической обработке.

Основной материал. В работе [5] приведено уравнение для определения температуры резания при плоском шлифовании, согласно которому шлифовальный круг вращается со скоростью $V_{кр}$, а обрабатываемая деталь перемещается в горизонтальном направлении со скоростью $V_{дет}$ (рис. 1):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau - c \cdot \rho \cdot \theta}{\lambda}} \right), \quad (1)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;

c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

τ – время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, равное времени его перерезания шлифовальным кругом, с;

$V_{рез}$ – скорость перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом, м/с.

Исходя из рис. 1, за время перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом на глубину l_1 образующееся при шлифовании тепло переместилось вдоль адиабатического стержня на глубину l_2 .

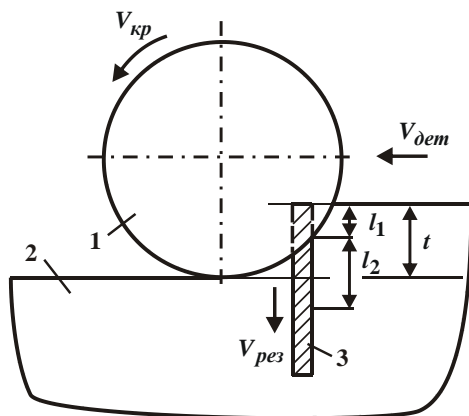


Рис. 1 – Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень.

Наибольшая температура достигается в точке контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, а наименьшая, равная нулю, – на расстоянии l_2 от этой точки. Поэтому в качестве искомой температуры резания θ рассматривается температура в точке контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем.

Для удобства решения уравнения (1) его необходимо представить в виде:

$$(1-x) \cdot e^x = e^{-\alpha}, \quad (2)$$

где $x = \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta$ – безразмерная величина;

$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau$ – безразмерная величина.

Задавая значения α , несложно методом подбора определить значения x (табл. 1), а соответственно и температуру резания θ .

Как видно, с увеличением величины α значения величины x непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к значению 1. По такому же закону изменяется и температура резания $\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot x$.

Уравнение (2) можно упростить, рассматривая разложение экспоненциальной функции в ряд

$$e^x = 1 + \frac{x}{1!} + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^3}{3!} + \dots \quad (3)$$

и пренебрегая слагаемыми, начиная с третьего слагаемого, рассматривая их бесконечно малыми:

$$e^x \approx 1 + x. \quad (4)$$

Подставляя зависимость (4) в уравнение (2), получено

$$(1-x^2) = e^{-\alpha}. \quad (5)$$

Откуда

$$x = \sqrt{1 - e^{-\alpha}} \quad (6)$$

или

$$\theta = \sqrt{1 - e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau}} \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (7)$$

В итоге получена простая и удобная для расчетов зависимость. В табл. 1 приведены рассчитанные по зависимости (6) значения x . Как видно, с увеличением величины α значения величины x непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к значению 1.

Таблица 1

Расчетные значения величины x						
α	0,1	0,5	0,7	1	2	3
x по уравнению (2)	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95	0,98
$x = \sqrt{1 - e^{-\alpha}}$	0,316	0,628	0,701	0,795	0,93	0,975
Погрешность расчета, %	19,0	10,0	7,8	5,3	2,1	0,5

Однако, значения x меньше аналогичных значений x , установленных на основе уравнения (2) и приведенных в табл. 1. Так, при $\alpha = 0,1$ их расхождение составляет 19 %, а с увеличением величины α это расхождение уменьшается и при $\alpha > 1$ составляет менее 5 %. Это указывает на возможность использования зависимостей (6) и (7), в первом приближении, для определения величины x и температуры резания θ .

Для оценки пределов изменения величины α при плоском шлифовании образца из закаленной стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности $\frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$) шлифовальным кругом с радиусом $R_{кр} = 0,2 \text{ м}$ в табл. 2 и табл. 3 приведены расчетные значения величины α , полученные с учетом соотношений (рис. 1) $\tau = \frac{t}{V_{рез}}$; $V_{рез} = \frac{Q_{y\partial}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}$; $Q_{y\partial} = t \cdot V_{дем}$ по преобразованной зависимости

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{y\partial} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}, \quad (8)$$

где t – глубина шлифования, м;

$V_{дем}$ – скорость перемещения детали, м/с;

$Q_{y\partial}$ – удельная производительность обработки, $\text{м}^2/\text{с}$.

Как видно, величина α в широком диапазоне изменения удельной производительности обработки $Q_{y\partial}$ принимает небольшие значения, значительно меньшие единицы. Это указывает на целесообразность использования уравнения (2) для определения температуры резания θ , так как применение зависимости (7) может привести к значительным погрешностям расчета (больше 20 %).

Таблица 2

Расчетные значения величины α при $Q_{y\partial} = 400 \text{ м}^2/\text{с}$

t , мм	0,01	0,1	1,0	10
α	0,00396	0,0125	0,03986	0,125

Таблица 3

Расчетные значения величины α при $Q_{y\partial} = 2000 \text{ м}^2/\text{с}$

t , мм	0,01	0,1	1,0	10
α	0,0198	0,0625	0,198	0,626

Сравним зависимость (1) с аналогичной зависимостью, полученной без учета перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом, т.е. без учета перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня (рис. 1) [6]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (9)$$

где $q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, $\text{Вт}/\text{м}^2$;

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} \text{ – глубина проникновения тепла в по-}$$

верхностный слой обрабатываемой детали, м.

В этом случае все образующееся при шлифовании тепло уходит в обрабатываемую деталь. Тогда с учетом соотношения $\tau = t / V_{рез}$ зависимость (9) после преобразований принимает вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{2 \cdot \alpha}. \quad (10)$$

Откуда

$$x = \sqrt{2 \cdot \alpha} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{y\partial}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}; \quad (11)$$

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{y\partial}}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}. \quad (12)$$

В табл. 4 приведены рассчитанные по уравнению (2) и зависимости (10) значения величины x . Как видно, при условии $\alpha < 0,1$ (что соответствует практическим данным) расхождение значений x относительно небольшое и составляет до 12,8 %. Поэтому в рассматриваемом диапазоне изменения величины α можно использовать зависимость (10) для определения температуры резания θ с достаточной степенью точности. При этом значения x , рассчитанные по зависимости (10), больше значений x , рассчитанных по уравнению (2), так как в этом случае не учитывается тепло, уходящее в образующиеся стружки, а учитывается лишь тепло, уходящее в обрабатываемую деталь.

Следует отметить также, что значения x , рассчитанные по зависимости (10), могут превышать единицу, тогда как значения x , рассчитанные по уравнению (2), всегда меньше единицы (асимптотически приближаются к единице).

Таким образом показано, что при условии $\alpha < 0,1$ с достаточно высокой степенью точности расчет температуры резания θ можно произвести по упрощенной зависимости (12). Для этого необходимо располагать количественным значением условного напряжения резания σ , которое устанавливается расчетно-экспериментальным путем на основе измерения тангенциальной составляющей силы резания P_z с учетом аналитической зависимости [6]:

Таблица 4

Расчетные значения величины x

α	0,004	0,1	0,5	0,7	1	2
x по уравнению (2)	0,087	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95
$x = \sqrt{2 \cdot \alpha}$	0,0894	0,447	1,0	1,183	1,414	2,0
Погрешность расчета, %	2,7	12,8	30	38	49	53

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{сум}}, \quad (13)$$

где $S_{\text{сум}} = Q/V_{\text{кр}}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, м²;

$Q = Q_{\text{уд}} \cdot B$ – производительность обработки, м³/с;

B – ширина шлифования, м;

$V_{\text{кр}}$ – скорость круга, м/с.

Из зависимости (12) следует, что добиться уменьшения температуры резания θ при шлифовании можно уменьшением параметров σ , $Q_{\text{уд}}$ и t , причем в наибольшей мере за счет уменьшения условного напряжения резания σ , входящего в зависимость (12) с наибольшей степенью.

При заданной удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = t \cdot V_{\text{дем}}$ уменьшить температуру резания θ можно уменьшением глубины шлифования t и соответственно увеличением скорости перемещения детали $V_{\text{дем}}$, т.е. применением многопроходного шлифования. Уменьшая глубину шлифования t , можно добиться увеличения удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}}$ при заданной температуре резания θ .

Представляет интерес оценка максимально возможных значений величины α при лезвийной обработке (продольном точении). Для этого в зависимости $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau$ скорость перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом $V_{\text{рез}}$ необходимо представить зависимостью: $V_{\text{рез}} = V \cdot \text{tg}\beta$ [5], а время перерезания адиабатического стержня – зависимостью $\tau = a/V_{\text{рез}}$, где V – скорость резания, м/с; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала; a – толщина среза, м. Тогда

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V \cdot \text{tg}\beta \cdot a. \quad (14)$$

При продольном точении произведение параметров $V \cdot a = Q_{\text{уд}}$, соответственно, производительность обработки $Q = Q_{\text{уд}} \cdot \epsilon = V \cdot a \cdot \epsilon$, где ϵ – ширина среза, м. Поскольку $a \cdot \epsilon = S \cdot t$ [6], то $Q = V \cdot S \cdot t$, где S – подача, м/об; t – глубина резания, м.

При шлифовании производительность обработки $Q = V_{\text{дем}} \cdot B \cdot t$. Этим показано, что зависимости для определения производительности обработки при продольном точении и шлифовании идентичны, рассматривая $V \approx V_{\text{дем}}$, $S \approx B$. Однако, при продольном точении скорость резания V многократно превышает скорость перемещения детали $V_{\text{дем}}$ при шлифовании. Поэтому производительности обработки при продольном точении значительно больше, чем при шлифовании.

Как известно, скорость резания при продольном точении твердосплавным резцом может принимать значения в пределах от 0 до 1000 м/мин и более, соответственно толщина среза a может изменяться от 0 до 1

мм и более. Поэтому определим значение величины α для $V = 1000$ м/мин и $a = 0,1$ мм, принимая $\beta = 20^\circ$ (т.е. $\text{tg}\beta = 0,364$). В результате расчетов получено: $\alpha = 1,2$.

Исходя из табл. 1, при $\alpha = 1,2$ величина x приближается к установившемуся значению $x \rightarrow 1$. В этом случае расхождение результатов расчетов, выполненных по уравнению (2) и зависимости (6), небольшое – в пределах 5 %. Это указывает на возможность использования зависимости (6) для определения величины x и соответственно температуры резания θ .

Таким образом показано, что в условиях продольного точения расчет величины x можно производить по зависимостям (6) и (7), а в условиях шлифования – по зависимости (11), поскольку при продольном точении величина α значительно больше, чем при шлифовании, – свыше 20 раз, а производительность обработки – свыше 100 раз.

При условии $x \rightarrow 1$ в первом приближении при продольном точении температуру резания θ можно определить по упрощенной зависимости:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (15)$$

В этом случае температура резания θ зависит лишь от одной переменной – условного напряжения резания σ : чем больше σ , тем больше θ . Следовательно, появляется возможность увеличения параметров режима резания и соответственно производительности обработки без увеличения температуры резания θ . Однако для реализации данного условия необходимо обеспечить высокую режущую способность лезвийного инструмента при высокой температуре резания и снизить интенсивность трения в зоне резания, что можно достичь применением современных сборных твердосплавных и керамических лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями зарубежного производства, например производства фирмы ISCAR [8–10].

Необходимо отметить, что при шлифовании условное напряжение резания σ значительно больше, чем при продольном точении вследствие интенсивного трения связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом и наличия отрицательных передних углов у режущих зерен. Этим обусловлена более высокая температура резания и высокая вероятность появления на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов при шлифовании по сравнению с точением. Этим также обусловлена возможность высокопроизводительного высокоскоростного резания при продольном точении без образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях, что согласуется с практическими данными.

Результаты исследований использованы на многочисленных предприятиях Украины при создании и внедрении эффективных технологических процессов механической обработки (точения, шлифования и т.д.) с применением современных режущих инструментов зарубежного производства. Это позволило в 2...5 раз увеличить производительность обработки, обеспечить высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей, снизить себестоимость обработки.

Выводы. В работе приведены полученные

упрощенные аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке, позволяющие довольно просто рассчитать температуру резания. Показано, что основная доля тепла, образующегося при шлифовании, уходит в обрабатываемую деталь, а при лезвийной обработке, наоборот, фактически все тепло уходит в образующиеся стружки вследствие увеличенной производительности обработки. При этом температура резания при шлифовании больше, чем при лезвийной обработке (продольном точении) в связи с увеличенным условным напряжением резания, обусловленным интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом и наличием отрицательных передних углов на режущих зернах. Поэтому основным условием уменьшения температуры резания при механической обработке следует рассматривать уменьшение условного напряжения резания.

Список литературы

1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
3. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д.Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
4. Добротворский С. С. Энергетический подход к определению технологических режимов при высокоскоростной обработке / С. С. Добротворский, А.К. Мяслица, Е.В. Басова [и др.] // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. – Харьков : НАУ "ХАИ", 2014. – № 65. – С. 69-74.
5. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В. Новиков, С.М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: междунар. Научн.-техн. конф., 19-20 апреля 2007 г.: труды – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8-20.
6. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, Б. С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.
7. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
8. Новиков Ф.В. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности высокоскоростной обработки / Ф.В. Новиков, О.С. Кленов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ «ХПІ». – 2014. – №42 (1085). – С. 106–111.
9. Кленов О.С. Математическое моделирование параметров теплового процесса при абразивной и лезвийной обработках / О.С. Кленов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вып. № 35, 2014. – С. 19–25.
10. Кленов О.С. Высокоэффективные технологии механической обработки / О.С. Кленов // Фізичні та комп'ютерні технології. Матеріали XXII Міжнародної науково-практичної конференції, 7–9 грудня 2016, м. Харків. – Д.: ЛІРА, 2016. – С. 139-145.

References (transliterated)

1. Reznikov A.N. Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov. Moscow. Mashinostroenie. 1981.279 p. Print.
2. Yakimov A.V. Optimizatsiya protsessa shlifovaniya. Moscow. Mashinostroenie. 1975. 175 p. Print.
3. Evseev D. G. Formirovanie svoystv poverkhnostnykh sloev pri abraziivnoy obrabotke. Saratov. Izd-vo Sarat. Un-ta. 1975.127p. Print.
4. Dobrotvorskiy S. S., Mialytsa A.K., Basova E.V. Energeticheskij podhod k opredeleniyu tehnologicheskix rezhimov pri vysokoskorostnoy obrabotke [Energy approach to the definition of technological regimes in HSM]. Kharkov, Nats. aero-kosm. un-t «Khark. aviats. in-t», 2014, No 65, pp. 69-74.
5. Novikov F.V., Yatsenko S.M. Povyshenie effektivnosti tekhnologii finishnoy obrabotki detaley par treniya porshnevyykh nasosov. Fizicheskie i kompiuternye tekhnologii: mezhdun. Nauthn. -tekh. konf., 19-20.04.2007. Kharkov: KhNPK "FED", 2007. – pp. 8-20. Print.
6. Yakimov A. V., Novikov F. V., Novikov G. V., Serov B. S., Yakimov A.A. Teoreticheskiye osnovy rezaniya i shlifovaniya materialov: ucheb. posobiye. Odessa. OGPU, 1999. 450 p. Print.
7. Bobrov V. F. Osnovy teorii rezaniya metallov. Moscow. 1975. 344 p.
8. Novikov F.V., Klenov O.S. Teoreticheskoe obosnovanie usloviy povysheniya effektivnosti vysokoskorostnoy obrabotki. Visnyk NTU "KhPI". Seriya: Tekhnologiy v mashinobuduvanni. – Kharkiv: NTU "KhPI". 2014. No42 (1085). pp. 106–111.
9. Klenov O.S. Matematicheskoye modelirovaniye parametrov teplovogo protsessa pri abraziivnoy i lezviivnoy. Nadiynist' instrumentu ta optimizatsiya tekhnologichnikh sistem. Zbirnik naukovikh prats'. – Kramators'k. 2014 No 35. pp. 19–25.
10. Klenov O.S. Vysokoeffektivnyye tekhnologii mekhanicheskoy obrabotki. Fizichni ta komp'yuterni tekhnologii. Materiali KHKHII Mizhnarodnoi naukovopraktichnoi konferentsii, 7–9.12. 2016. Kharkov. LIRA. 2016. pp. 139-145.

Поступила (received) 20.03.2017

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Спрощені підходи до аналітичного визначення температури різання при механічній обробці / О. С. Кленов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ «ХПІ», 2017. – № 26 (1248). – С. 51–55. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2079-004X.

Упрощенные подходы к аналитическому определению температуры резания при механической обработке / О.С. Кленов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 26 (1248). – С. 51–55. – Библиогр.: 10 назв. – ISSN 2079-004X.

Simplified approaches to analytical determination of cutting temperature during machining / O. Klenov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Techniques in a machine industry. – Kharkov: NTU "KhPI", 2017. – No. 26 (1248). – P.51–55. – Bibliogr.: 10. – ISSN 2079-004X.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Кленов Олег Станіславович – кандидат технічних наук, директор, Фірма «ДіМерус Інженерінг» ТОВ, м. Харків; тел.: +38-050-34-30-822; e-mail: dimerus@dimerus.com;

Кленов Олег Станіславович – кандидат технических наук, директор, Фирма «ДиМерус Инженеринг» ООО, г. Харьков; тел.: +38-050-34-30-822; e-mail: dimerus@dimerus.com;

Klenov Oleg Stanislavovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), director of the firm "DiMerus Engineering" Ltd, Kharkiv; tel. : +38-050-34-30-822; e-mail: dimerus@dimerus.com.