

УДК 621.923.9

УПРАВЛЕНИЕ ТЕПЛОВЫМИ РЕЖИМАМИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДИСКОВЫМИ ПОЛИМЕРНО-АБРАЗИВНЫМИ ЩЕТКАМИ*канд. техн. наук Д.Ф. УСТИНОВИЧ**(Физико-технический институт НАН Беларуси, Минск);**В.М. ГОЛУБ**(Белорусский государственный педагогический университет им. М. Танка, Минск)*

Исследованы расчетные значения температуры, глубины теплового воздействия, оценен температурный режим обработки без охлаждения плоских поверхностей деталей из конструкционных сталей 45, 12Х18Н10Т и алюминиевого сплава АМг5. Установлено влияние кинематических параметров процесса (скорости резания, подачи инструмента) и теплофизических характеристик деталей на температуру материала в зоне обработки и характер распределения температуры в приповерхностной зоне. Показано, что увеличение скорости резания, уменьшение теплопроводности материала детали и скорости относительного перемещения детали и инструмента способствует увеличению мощности теплового источника и значений температуры. Предложенный метод позволяет осуществлять рациональный выбор скоростей главного рабочего движения и относительных перемещений детали и инструмента, при которых значения температуры находятся в заданном диапазоне, обеспечивается стабильность процесса шлифования и исключается ухудшение эксплуатационных показателей инструмента.

Введение. Применение эластичного инструмента на основе полимерно-абразивных волоконных композитов сопровождается возрастанием площади контакта инструмента с деталью, нивелированием абразивной поверхности относительно обрабатываемой, увеличением активных элементов в рабочей зоне, что повышает интенсивность массового абразивного микрорезания по сравнению с обработкой жестким инструментом и расширяет технологические возможности метода [1; 2]. Для отделочно-зачистной обработки плоских поверхностей, в частности поверхностей листов и лент, характерными являются операции очистки от пыли, грязи и жировых загрязнений, удаления оксидных слоев, снятия заусенцев после механической обработки, обработки с целью снижения шероховатости поверхности, удаления следов коррозии и побежалости, формирования требуемых параметров шероховатости поверхности, зачистки и подготовки поверхности под нанесение износостойких, гальванических и лакокрасочных покрытий. Применение полимерно-абразивного инструмента позволяет повысить экономическую эффективность и снизить эксплуатационные затраты [3].

Предварительный расчет основных выходных параметров процесса обработки является необходимым условием осуществления проектирования, управления и промышленного использования технологии с учетом соблюдения условий повышения производительности и обеспечения заданных характеристик качества формируемого поверхностного слоя. Температурный режим обработки является одним из факторов, влияющим на работоспособность, период стойкости, режущие свойства полимерно-абразивного инструмента и обеспечивающим производительность шлифования и формирование качества поверхностного слоя деталей. Фазовые и структурные превращения, происходящие в поверхностных слоях шлифуемых изделий, обусловлены действием высоких температур, образующихся в зоне контакта шлифовального круга с деталью. Существует аналитическая методика расчета теплового состояния плоских поверхностей при шлифовании дисковым инструментом, учитывающая физико-механические и теплофизические условия обработки, режимы резания, геометрические размеры обрабатываемых деталей, что позволяет значительно облегчить и минимизировать трудоемкие экспериментальные исследования [4]. Тем не менее к настоящему времени не проводилась реализация методики с целью установления взаимосвязи между режимами шлифования и температурой в зоне обработки и определения допустимых параметров эксплуатации инструмента. Контактная температура шлифования оказывает наибольшее влияние на износ и термомеханическую деструкцию режущей части полимерно-абразивных волокон [5]. Информация о распределении тепловых потоков, величине и характере температурных полей в инструменте и детали послужит основой для осуществления рационального выбора инструмента и методов охлаждения, оптимизации процесса шлифования с целью минимизации теплового воздействия на поверхность изделия и рабочую поверхность инструмента, обеспечения требуемого качества изделий при минимальной себестоимости обработки. Поэтому задача аналитического расчета тепловых потоков, анализа температурных полей и теплового состояния плоских поверхностей, обеспечивающая возможность выбора рациональных параметров шлифования дисковыми полимерно-абразивными щетками, является актуальной.

Цель данной работы – исследование методом аналитического моделирования тепловых режимов обработки плоских поверхностей дисковыми полимерно-абразивными щетками и изучение их основных закономерностей.

Результаты исследований и их анализ. Установлено, что при абразивной обработке большая часть тепловой энергии, являющейся результатом резания и трения в зоне контакта инструмента с поверхностью, расходуется на нагрев поверхностных слоев изделия [6 – 8].

Для исследования тепловых режимов рассмотрим традиционную схему шлифования плоской детали. Согласно данной схеме по поверхности детали перемещается вращающаяся полимерно-абразивная щетка в форме диска, при этом каждое волокно является локальным источником тепловыделения на поверхности контакта. Представим единый источник тепла, действующий непрерывно и перемещающийся по поверхности детали с постоянной скоростью, как совокупный результат элементарных тепловых потоков, активно участвующих в процессе шлифования. Воспользуемся выражением (1) для определения температурного поля в обрабатываемой детали в любой конкретный момент времени [4]:

$$T(x, y, z, t) = 32 \cdot \frac{aQ}{\lambda B} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \gamma_k \frac{d}{2} \mu_k \cdot \cos \gamma_k x + hL \cdot \sin \gamma_k x}{\mu_k^2 + h^2 L^2 + 2hL} \times$$

$$\times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \gamma_n \frac{b}{2} \left(\cos \gamma_n \cdot \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) + \frac{h}{\gamma_n} \sin \gamma_n \cdot \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) \right) \mu_n \cdot \cos \gamma_n \cdot y + hH \cdot \sin \gamma_n \cdot y}{\mu_n^2 + h^2 H^2 + 2hH} \times$$

$$\times \sum_{m=1}^{\infty} \frac{F_{kmm}^1 t + F_{kmm}^2 t}{a^2 \gamma_{kmm}^2 + \gamma_k^2 v^2} \frac{\mu_m \cdot \cos \gamma_m \cdot z + h \cdot B \sin \gamma_m \cdot z}{\mu_m^2 + h^2 B^2 + 2hB}.$$
(1)

Коэффициенты в формуле (1) определялись следующим образом:

$$F_{kmm}^1 t = a\gamma_{kmm}^2 \cdot \cos \gamma_k \cdot \left(\frac{d}{2} + vt \right) + \gamma_k v \cdot \sin \gamma_k \cdot \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \left(a\gamma_{kmm}^2 \cdot \cos \gamma_k \cdot \frac{d}{2} + \gamma_k v \sin \gamma_k \cdot \frac{d}{2} \right) e^{-a\gamma_{kmm}^2 t};$$
(2)

$$F_{kmm}^2 t = \frac{h}{\gamma_k} \left\{ a\gamma_{kmm}^2 \sin \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \gamma_k v \cdot \cos \gamma_k \cdot \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \left(a\gamma_{kmm}^2 \cdot \sin \gamma_k \cdot \frac{d}{2} - \gamma_k v \cdot \cos \gamma_k \cdot \frac{d}{2} \right) e^{-a\gamma_{kmm}^2 t} \right\},$$
(3)

где a – температуропроводность детали, m^2/c ; λ – теплопроводность детали, Вт/(м·град); L, H, B – соответственно длина, ширина и высота детали, м; Q – плотность теплового потока; b – ширина щетки, м; d – длина пятна контакта, м; $Y1$ – расстояние от края детали до пятна контакта, м; v – продольная скорость перемещения, м/с.

Численные решения выполнялись с учетом следующих условий: скорость резания $V = 10,5 \dots 25,6$ м/с; величина натяга (радиальной деформации) инструмента $\delta = 2$ мм; продольная подача $v = 0,01 \dots 0,03$ м/с; ширина образца $H = 0,05$ м; длина образца $L = 0,2$ м; высота образца $B = 0,02$ м; материал – сталь 45, сталь 12X18H10T, сплав АМг5. Температура окружающего воздуха принята равной 20 °С; коэффициент теплопроводности воздуха $k = 0,0279$ Вт/(м·град); числа Грасгофа и Прандтля соответственно: $Gr = 10000$ и $Pr = 0,71$; коэффициент теплоотдачи с поверхности плоской детали $\alpha \approx 6$ Вт/($m^2 \cdot$ град). Визуализация результатов расчета осуществлялась с помощью пакетов *DIGITAL Visual Fortran* и *Orygin Professional*.

Влияние продольной подачи инструмента в диапазоне $v = 0,01 \dots 0,03$ м/с на величину температуры поверхности представлено на рисунке 1.

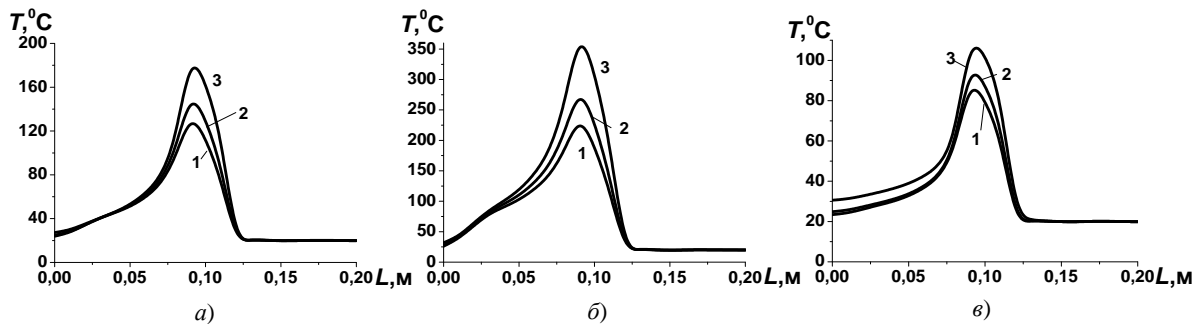


Рис. 1. Влияние величины подачи на температурное поле поверхности образцов при $v = 0,03$ м/с (1), $v = 0,02$ м/с (2), $v = 0,01$ м/с (3); $\delta = 2$ мм, $V = 25,6$ м/с: а – сталь 45; б – сталь 12X18H10T; в – сплав АМг5

Анализ расчетных зависимостей свидетельствует о снижении контактной температуры с ростом продольной подачи, обуславливающей уменьшение времени воздействия теплового источника. Наиболее высокие значения температуры характерны для стали 12X18H10T. Максимальные значения температуры зафиксированы в зоне контакта инструмента с поверхностью детали. С удалением от зоны контакта температура в расчетных точках уменьшается. Возрастает скорость взаимодействия холодных участков детали ($T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$) с тепловым источником, уменьшается время действия теплового источника, что приводит к снижению контактных температур. Как показали проведенные исследования, эксплуатация полимерно-абразивного инструмента без охлаждения при обработке стали 12X18H10T при $V = 25,6\text{ м/с}$ и $\delta = 2\text{ мм}$ невозможна при продольной подаче инструмента менее $v = 0,03\text{ м/с}$, поскольку контактная температура превысит температуру плавления полимерного связующего ($T = 220\text{ }^{\circ}\text{C}$). При шлифовании со скоростью $v = 0,01\text{ м/с}$ контактная температура достигает $T = 357,3\text{ }^{\circ}\text{C}$, увеличение скорости подачи в 3 раза приводит к снижению значений температуры в 1,59 раза ($T = 224,8\text{ }^{\circ}\text{C}$). При шлифовании стали 45 температура находится в интервале $T = 179,4 \dots 127,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ (снижается в 1,41 раза), сплава АМг5 – соответственно $T = 107,2 \dots 86,4\text{ }^{\circ}\text{C}$ (снижается в 1,24 раза).

Количество тепла, переходящее в деталь, существенно зависит от обрабатываемого материала и оказывает влияние на величину контактной температуры (см. рис. 1; рис. 2).

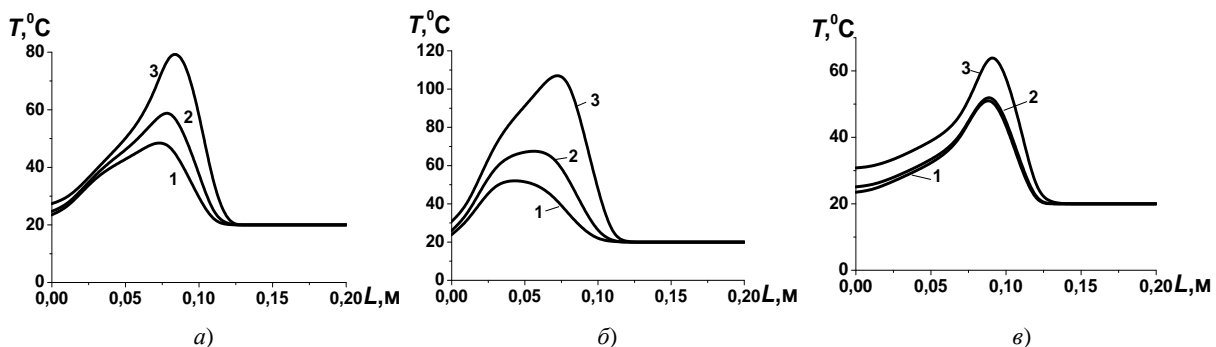


Рис. 2. Влияние величины подачи на температурное поле на глубине 5 мм от поверхности образцов при $v = 0,03\text{ м/с}$ (1), $v = 0,02\text{ м/с}$ (2), $v = 0,01\text{ м/с}$ (3); $V = 25,6\text{ м/с}$; $\delta = 2\text{ мм}$: а – сталь 45; б – сталь 12X18H10T; в – сплав АМг5

Наибольшие значения температуры поверхности зафиксированы у сталей 12X18H10T и 45 (соответственно $T = 357,3\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $T = 179,4\text{ }^{\circ}\text{C}$), что объясняется различными коэффициентами теплопроводности. При шлифовании сплава АМг5 в деталь переходит значительно большее количество теплоты в единицу времени, чем у сталей, что обеспечивает наименьшую температуру нагрева поверхности ($T = 107,2\text{ }^{\circ}\text{C}$). Наибольшие значения температуры нагрева приповерхностного слоя на глубине 5 мм зафиксированы для стали 12X18H10T и стали 45 (соответственно $T = 107,8\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $T = 79,7\text{ }^{\circ}\text{C}$), наименьшие ($T = 64,6\text{ }^{\circ}\text{C}$) – для сплава АМг5 (см. рис. 2). Полученные результаты свидетельствуют о неравномерном распределении температур на обрабатываемой поверхности и в приповерхностном слое и о различных значениях температурных градиентов для каждого исследуемого материала. Перемещение теплового источника по холодной поверхности вала с температурой $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ сопровождается резким повышением температуры до максимума в зоне контакта с инструментом и последующим охлаждением с несколько меньшей интенсивностью. Температура поверхности стали 12X18H10T отличается от температуры на глубине 5 мм в 3,31 раза, стали 45 – в 2,25 раза, сплава АМг5 – в 1,66 раза ($v = 0,01\text{ м/с}$). Анализ рисунка 2 показал, что скорость взаимного перемещения детали и инструмента оказывает существенное влияние на распределение тепла в приповерхностной области. С увеличением скорости подачи до $v = 0,03\text{ м/с}$ максимум температуры смещается в сторону, противоположную направлению перемещения теплового источника (направлению подачи). Полученные данные свидетельствуют о незначительном влиянии теплонпряженности процесса полимерно-абразивного шлифования при рассмотренных режимах на степень изменения микротвердости, глубину залегания технологических остаточных напряжений и возможность протекания структурных и фазовых превращений в приповерхностном слое, причинами которых при традиционном шлифовании кругами на керамической связке являются высокие температуры.

На рисунке 3 приведено распределение температуры на поверхности образцов при обработке со скоростью резания в диапазоне $V = 10,5 \dots 25,6\text{ м/с}$. Анализ результатов показывает, что ужесточение режимов обработки сопровождается ростом значений температуры. Это свидетельствует о возрастании мощности теплового источника вследствие увеличения сил резания, пластической деформации и трения, приводящих к интенсификации процессов теплообразования. Возрастает длина пути резания – трения и общее количество тепловых импульсов, создаваемых волокнами инструмента в единицу времени, что

приводит к росту контактной температуры для всех исследуемых материалов: с $T = 44,6$ до $T = 145,2$ °С (сталь 45); с $T = 71,3$ до $T = 267,7$ °С (сталь 12Х18Н10Т); с $T = 34,8$ до $T = 93,1$ °С (АМг5).

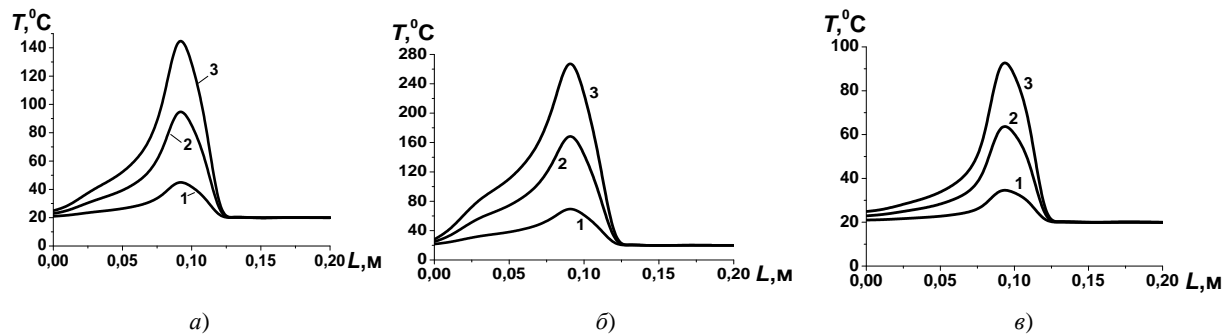


Рис. 3. Влияние скорости резания на температурное поле поверхности образцов при $V = 10,5$ м/с (1), $V = 19,2$ м/с (2), $V = 25,6$ м/с (3); $v = 0,02$ м/с, $\delta = 2$ мм:
а – сталь 45; б – сталь 12Х18Н10Т; в – сплав АМг5

Из сопоставления кривых, рассчитанных для различных скоростей, видно, что максимум температуры при шлифовании дисковой щеткой наблюдаются в области пятна контакта. Как показали проведенные исследования, эксплуатация полимерно-абразивного инструмента без охлаждения при обработке стали 12Х18Н10Т нежелательна при скорости резания $V = 25,6$ м/с, поскольку контактная температура превышает температуру плавления полимерного связующего ($T = 220$ °С). Полученные данные позволяют осуществить выбор предельных значений скорости резания при обработке без охлаждения различных материалов. Анализ приповерхностной области показывает (рис. 4), что температура по мере удаления от зоны контакта снижается.

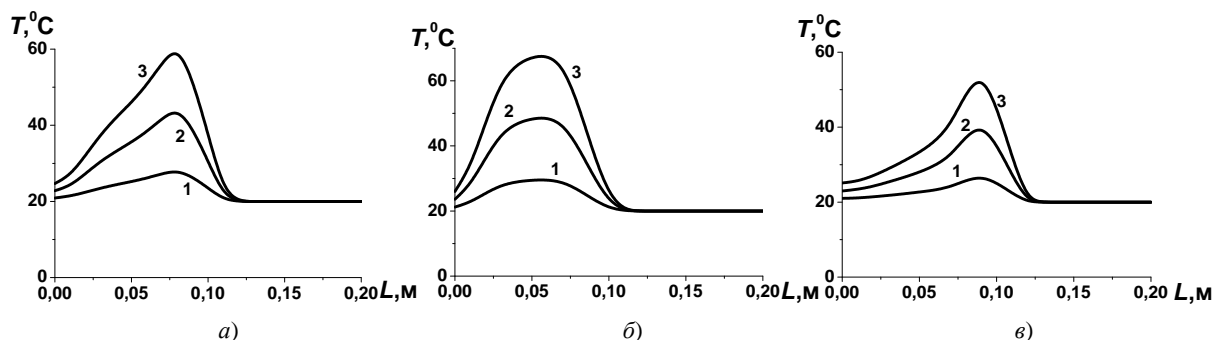


Рис. 4. Влияние скорости резания на температурное поле на глубине 5 мм от поверхности образцов при $V = 10,5$ м/с (1), $V = 19,2$ м/с (2), $V = 25,6$ м/с (3); $v = 0,02$ м/с, $\delta = 2$ мм:
а – сталь 45; б – сталь 12Х18Н10Т; в – сплав АМг5

Для рассмотренного диапазона скоростей резания максимальная температура на поверхности стали 12Х18Н10Т превышает температуру на глубине 5 мм в 2,39...3,98 раза, стали 45 – в 1,58...2,47 раза, сплава АМг5 – в 1,29...1,78 раза, при этом наибольшие значения диапазонов соответствуют более высоким температурам.

Заключение. Изучение условий теплового взаимодействия при шлифовании плоских поверхностей полимерно-абразивными щетками позволяет осуществлять выбор технологических параметров обработки с учетом производительности процесса, стойкости инструмента и качества обрабатываемой поверхности. Предлагаемый метод позволяет проанализировать распределение температуры по сечению обрабатываемой детали в любой момент времени и построить изотермы температурных полей и градиентов температур с целью анализа возможных структурных превращений и расчета величин остаточных напряжений. С помощью аналитического расчета исследованы величина контактной температуры, глубина теплового воздействия и оценен температурный режим обработки с целью обеспечения безопасных температур поверхности детали и инструмента. Установлена связь между контактной температурой в зоне обработки, теплофизическими характеристиками образцов и кинематикой процесса. Получены значения распределения температуры по поверхности и в приповерхностном слое образцов из сталей 12Х18Н10Т, 45 и сплава АМг5. Исследованиями установлено, что увеличение скорости резания и уменьшение скорости относительных перемещений детали и инструмента способствует увеличению

мощности теплового источника и значений контактной температуры. Предложенный метод позволяет обеспечить стабильность процесса шлифования и эксплуатационных характеристик инструмента за счет рационального выбора скорости главного рабочего движения и скорости относительных перемещений детали и инструмента при обработке без охлаждения плоских поверхностей деталей, при которых значения контактной температуры не превышают заранее установленного значения. В дальнейшем предполагается экспериментальная проверка расчетных данных, правомерности принятых допущений и граничных условий путем непосредственного измерения температур в процессе обработки плоских поверхностей деталей дисковыми полимерно-абразивными щетками.

Статья выполнена в рамках выполнения задания 4.3.06/2 подпрограммы «Материалы в технике» ГПНИ «Функциональные и машиностроительные материалы, наноматериалы».

ЛИТЕРАТУРА

1. Устинович, Д.Ф. Финишная обработка полимерно-абразивными волоконными композитами / Д.Ф. Устинович // Инженер-механик. – 2002. – № 4(17). – С. 33 – 37.
2. Проволоцкий, А.Е. Повышение производительности процесса обработки полимер-абразивными инструментами / А.Е. Проволоцкий, С.Л. Негруб, Д.А. Старостин // Прогресивні технології і системи машинобудування: міжнар. зб. наук. праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – Вип. 32. – С. 207 – 214.
3. Устинович, Д.Ф. Отделочно-зачистная обработка листовых материалов эластичным инструментом с дискретным режущим контуром / Д.Ф. Устинович, В.И. Прибыльский // Машиностроение и техника XXI века: сб. тр. 16 междунар. науч.-техн. конф.: в 4-х т., Севастополь, 14 – 19 сент. 2009 г.; ДонНТУ. – Донецк, 2009. – Т. 3. – С. 176 – 179.
4. Устинович, Д.Ф. Моделирование тепловых процессов при обработке плоских поверхностей полимерно-абразивными щетками / Д.Ф. Устинович, В.М. Голуб // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: сб. материалов 6 междунар. науч.-техн. конф., Минск, 14 – 16 сент. 2011 г.; ФТИ НАН Беларуси; редкол.: С.А. Астапчик (гл. ред.) [и др.]. – Минск, 2011. – Кн. 2. – С. 379 – 385.
5. Устинович, Д.Ф. Исследование износостойкости инструмента на основе полимерно-абразивных композитов / Д.Ф. Устинович // Композиционные материалы в промышленности: сб. тр. 29 междунар. науч.-техн. конф., Ялта, 1 – 5 июня 2009 г.; УИЦ «Наука. Техника. Технология». – Киев, 2009. – С. 137 – 139.
6. Сипайлов, В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
7. Резников, А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
8. Якимов, А.В. Теплофизика механической обработки / А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – Киев-Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.

Поступила 15.12.2011

THERMAL CONDITIONS CONTROL ON PROCESSING OF FLAT SURFACES BY DISK POLYMER-ABRASIVE BRUSHES

D. USTSINOVICH, V. GOLUB

The investigation has been made of calculated values of temperatures and depth of thermal effect. The temperature conditions of processing have been assessed without cooling flat surfaces of parts made of constructional steels 45, 12X18H10T and AMz5 aluminum alloy. It is established that kinematics process parameters (cutting speed, value) and thermophysical characteristics of parts affect the value of temperature in the working area as well as the type of temperature distribution in subsurface zone. The increase of cutting speed, decrease of heat conductivity of a part material and speed of mutual part-tool movement are shown to facilitate increase of thermal source power and contact temperature values. The method suggested makes it possible to make a rational selection of principal working motion and relative part-tool movement at which the values of contact temperature are in a preset range, the stability of the process is ensured and deterioration of tool operating characteristics is avoided.