

ТЕПЛОФИЗИКА ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ

© 2020 Д.Л. Скуратов, А.Н. Швецов, А.Д. Веколов

Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва

Статья поступила в редакцию 03.06.2020

Адаптировано аналитическое решение задачи о разогреве двух твердых инертных материалов, происходящем под воздействием силы трения при учете зависимости силы трения от температуры, для исследования максимальной температуры на операциях алмазного выглаживания путем дополнения расчетной зависимости формулой, позволяющей определять номинальную площадь контакта алмазного индентора с заготовкой. Данная формула учитывает как площадь контакта, обусловленную упругими и пластическими деформациями заготовки, так и дополнительную площадь контакта, возникающую в результате появления волны пластического течения металла перед индентором. Приведены экспериментальные зависимости влияния силы выглаживания на глубину вдавливания индентора в заготовку из жаропрочной стали 15X12H2MВФАБ-Ш при деформировании ее поверхностного слоя и величину высоты волны пластического течения данного материала перед индентором. Представлены расчетные зависимости влияния силы и скорости выглаживания на максимальную температуру в зоне контакта индентора с заготовкой. Установлено, что значительное влияние на максимальную температуру в зоне контакта оказывает скорость выглаживания, с ростом которой она возрастает, увеличение же силы выглаживания влияет на рост температуры в значительно меньшей степени.

Ключевые слова: алмазное выглаживание, теплофизика процесса, сила и скорость выглаживания, численное моделирование, расчетные зависимости.

DOI: 10.37313/1990-5378-2020-22-4-34-40

ВВЕДЕНИЕ

Процессы упрочняющей обработки материалов, к которым относится процесс алмазного выглаживания поверхностей заготовок, наряду с другими видами механической обработки всегда сопровождаются выделением теплоты, что обусловлено преобразованием энергии пластической деформации материала в теплоту. Учитывая, что алмазный выглаживающий инструмент представляет собой стальную оправку с закрепленным в ней посредством пайки, как правило, серебряными припоями, кристаллом натурального либо синтетического алмаза, теплостойкость которых составляет 700...800 °С [1], то температура под алмазным индентором не должна превышать указанных значений. Если обработка производится при скоростях выглаживания, равных 400...600 м/мин [2], то температура в зоне деформации может достигать значений теплостойкости, а в поверхностном слое соответственно могут иметь место структурные и фазовые превращения. В том случае, если процесс выглаживания ведется при скоростях до

100 м/мин, что обычно имеет место в условиях производства, то температура не превышает 200...400 °С [2]. Кратковременное воздействие таких температур на поверхностный слой заготовки не приводит к структурным изменениям, но оказывает влияние на формирование напряженно-деформированного состояния поверхности заготовки.

Поэтому для технологов важно располагать достаточно простой аналитической зависимостью, позволяющей рассчитать температуру в зоне обработки, т.е. прогнозировать теплонапряженность процесса алмазного выглаживания на этапе проектирования или совершенствования технологического процесса изготовления детали.

Для получения такой зависимости может быть использовано решение задачи о разогреве двух твердых инертных материалов от воздействия силы трения при учете зависимости силы трения от температуры, представленное А.П. Амосовым в работе [3].

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Аналитическое решение задачи по определению максимальной температуры в зоне контакта двух инертных тел, находящихся в стадии фрикционного разогрева с учетом изменения силы трения от температуры, основано на решении двух частных взаимосвязанных задач и последующей стыковке этих решений [3]. Одной из этих задач является нестационарная задача о

Скуратов Дмитрий Леонидович, доктор технических наук, профессор кафедры технологий производства двигателей. E-mail: skuratov.sdl56@yandex.ru

Швецов Алексей Николаевич, старший преподаватель кафедры технологий производства двигателей. E-mail: shvecovalexey@yandex.ru

Веколов Александр Дмитриевич, магистрант группы 2221-240405D. E-mail: vekolov2018@yandex.ru

разогреве полубесконечного тела 1 движущимся по его поверхности со скоростью v источником тепла с плотностью теплового потока, равной q_1 , а второй – задача о нагреве тела 2 неподвижным источником тепла с плотностью теплового потока, равной q_2 . При решении первой и второй задач автором работы [3] величины q_1 и q_2 принимались не постоянными и равномерно распределенными, а зависящими от поверхностной температуры тел T , т.е. плотности тепловых потоков рассчитывались с использованием зависимостей:

$$q_1(T) = q_1^0 \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{mc} - T_0} \right)^n \right];$$

$$q_2(T) = q_2^0 \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{mc} - T_0} \right)^n \right], \quad (1)$$

где q_1 и q_2 – плотности тепловых потоков, поступающих в тела 1 и 2, Вт/м²; q_1^0 , q_2^0 – плотности тепловых потоков, поступающих соответственно в тела 1 и 2 при температуре T_0 , Вт/м²; T_0 – начальная температура тела (до нагрева), К; T_{mc} – температура, соответствующая переходу материала в текучее состояние, К.

Следует отметить, что в случае, если зависимости (1) примут линейный вид ($n = 1$), то граничные тепловые условия на контактных поверхностях тел 1 и 2 примут вид граничных условий третьего рода.

При решении задачи о разогреве полубесконечного тела 1 движущимся по его поверхности источником тепла реальное движение было трансформировано А.П. Амосовым [3] в обращенное движение, когда источник тепла и связанная с ним прямоугольная система координат являются неподвижными, а нагреваемое тело 1 движется с постоянной скоростью v в направлении оси y . Это видно из схемы нагрева, представленной на рис. 1.

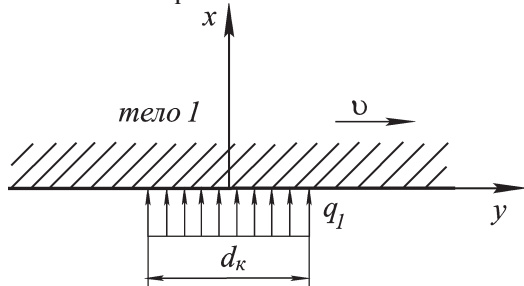


Рис. 1. Схема распределения тепловых потоков в зоне выглаживания

Как видно из рис. 1, центр координат находится на поверхности тела 1 в точке, соответствующей середине бесконечной полосы теплового источника. При этом ось x прямоугольной

системы координат направлена во внутрь тела 1, а ось z направлена вдоль полосы и совпадает с осью ее симметрии.

Двухмерное дифференциальное уравнение теплопроводности для рассматриваемых условий нагрева можно представить как

$$\frac{\partial T}{\partial t} + v \frac{\partial T}{\partial y} = a_1 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad (2)$$

а граничные и начальные условия для уравнения (2) будут имеют вид:

- начальное условие

$$T = T_0 \text{ при } t = 0, \quad (3)$$

- граничные условия:

$$x = 0, \quad -\lambda_1 \frac{\partial T}{\partial x} = \begin{cases} q_1(T) & \text{при } |y| \leq r, \\ 0 & \text{при } |y| > r, \end{cases}$$

$$T \rightarrow T_0 \text{ при } x \rightarrow \infty, \quad y \rightarrow \pm\infty. \quad (4)$$

где $T = T(x, y, t)$ – температура, К; t – время, с; v – скорость теплового источника, м/с; λ_1 – коэффициент теплопроводности материала тела 1, Вт/(м·К); a_1 – коэффициент температуропроводности, м²/с; x, y – текущие значения координат, м; $r = d_k/2$ – полуширина полосы теплового источника (радиус пятна контакта), м.

Следует отметить, что автором работы [3] при решении задачи рассматривается быстродвижущийся источник, величина критерия Пекле для которого $Pe_1 = \frac{vd_k}{a_1} \geq 20$.

В безразмерном виде дифференциальное уравнение (2), начальное (3) и граничные (4) условия имеют вид

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} + \frac{\partial \vartheta}{\partial \eta} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} + \frac{2}{Pe_1} \cdot \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \eta^2}, \quad (5)$$

- начальное условие

$$\vartheta = 0 \text{ при } \tau = 0,$$

- граничные условия

$$\xi = 0, \quad -\frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} = \begin{cases} Bi(1 - \vartheta^n) & \text{при } |\eta| \leq 1, \\ 0 & \text{при } |\eta| > 1, \end{cases}$$

$$\vartheta \rightarrow 0 \text{ при } \xi \rightarrow \infty, \quad \eta \rightarrow \pm\infty, \quad (6)$$

где $\vartheta = \frac{(T - T_0)}{(T_{mc} - T_0)}$ – безразмерная температура;

$\tau = t \cdot \left(\frac{v}{r} \right)$ – безразмерное время;

$\xi = x \sqrt{\frac{v}{a_1 \cdot r}}, \quad \eta = \frac{y}{r}$ – безразмерные координаты.

Зависимость $q_1(T)$ (1) в этом случае может быть представлена как

$$-\frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} = Bi_1(1 - \vartheta^n), \quad (7)$$

где Bi – фрикционный аналог критерия Био, характеризующий в данной задаче интенсивность нагрева контактируемой поверхности тела 1 от теплового источника, возникающего в результате трения на единичном пятне контакта тел 1 и 2, который имеет вид

$$Bi_1 = \frac{q_1^0}{(T_{mc} - T_0)} \sqrt{\frac{r}{v\lambda_1 c_1 \rho_1}}, \quad (8)$$

где c_1 – удельная теплоемкость материала, из которого изготовлено тело 1, Дж/(кг·К); ρ_1 – плотность материала тела 1, кг/м³.

При поиске решения было сделано допущение, что плотность теплового потока по всей полосе контакта является равномерной и определяется формулой

$$-\frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} = Bi_1(1 - \vartheta_m^n), \quad (9)$$

тогда при любых значениях критерия Био рассчитать максимальный разогрев тела можно по формуле

$$\vartheta_m^n + \sqrt{\frac{\pi}{8}} \cdot \frac{\vartheta_m}{Bi_1} - 1 = 0. \quad (10)$$

Данная тепловая задача (5) – (7) была решена А.П. Амосовым [3] также численно на ЭВМ на основе использования неявной разностной схемы для уравнения теплопроводности и метода переменных направлений. Найденные значения температуры по формуле (10) и полученные численным методом отличаются не более чем на 7%. Причем результаты, полученные с использованием формулы (10), имеют меньшие значения. Это обусловлено тем, что выражение (9) дает заниженную величину теплового потока, поступающего в тело.

Обратимся теперь ко второй задаче о нагреве тела 2 неподвижным источником тепла с плотностью теплового потока, равной q_2 , величина которого рассчитывается по зависимости (1). Как отмечено в работе [3], для неподвижного источника тепла, находящегося на поверхности рассматриваемого тела, температура в зоне контакта источника с телом распределена более равномерно, чем, если бы тепловой источник перемещался с определенной скоростью. Поэтому допущение

$$q_2 = q_2^0(1 - \vartheta_m^n), \quad (11)$$

по утверждению А.П. Амосова [3], должно обеспечивать более точное определение ϑ_m для тела 2, чем для условий нагрева тела 1 движущимся источником тепла. Это утверждение было использовано для определения нагрева тела 2.

При учете зависимости $q_2(T)$ (1) и допущения (11), а также формулы, полученной Блоком для определения максимальной температуры нагрева пятна контакта средним диаметром d_k от неподвижного равномерного теплового источника и имеющей вид

$$T - T_0 = \frac{q_2 d_k}{2\lambda_2},$$

автором работы [3] было получено выражение для расчета максимальной безразмерной температуры тела 2

$$\vartheta_m^n + \frac{\vartheta_m}{Bi_2} - 1 = 0, \quad (12)$$

где $Bi_2 = \frac{q_2^0 d_k}{2\lambda_2 (T_{mc} - T_0)}$. (13)

В формуле (13): d_k – средний диаметр пятна контакта, м; λ_2 – коэффициент теплопроводности материала тела 2, Вт/(м·К).

Состыковав полученные формулы (10) и (12), определяющие максимальный нагрев тел 1 и 2, А.П. Амосов в работе [3] показал, что уравнения (10) и (12) эквивалентны.

При контакте двух трущихся тел в пределах определенного пятна фрикционные аналоги критерия Био Bi_1 и Bi_2 , соответственно для тел 1 и 2, связаны соотношением

$$Bi_1 = \sqrt{\frac{\pi}{8}} Bi_2, \quad (14)$$

поэтому можно использовать один из этих фрикционных аналогов, например Bi_2 , приняв его за обобщенный фрикционный критерий Био в зоне контакта

$$Bi_{mp} = \frac{\tau_{mp}^0 v d_k F_n}{2A_\phi \lambda_2 (T_{mc} - T_0) \left[1 + \left(\frac{\sqrt{\pi}}{4} \right) \cdot \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right) \cdot \sqrt{\frac{v d_k}{a_1}} \right]} \quad (15)$$

и расчет максимальной температуры в зоне контакта вести по уравнению

$$\vartheta_m^n + \frac{\vartheta_m}{Bi_{mp}} - 1 = 0, \quad (16)$$

где Bi_{mp} – обобщенный фрикционный критерий Био; τ_{mp}^0 – начальная сила трения, Н; F_n, F_ϕ – номинальная и фактическая площади контакта, м².

В формуле (15) τ_{mp}^0 и F_ϕ определяются по формулам

$$\tau_{mp}^0 = fp, \quad F_\phi = \frac{pF_n}{HB_i},$$

где f – коэффициент трения; p – удельная нагрузка на номинальном контакте, МПа; HB_i – твердость по Бринеллю более мягкого из двух контактируемых тел (тела 1 или тела 2).

При наличии линейной зависимости силы трения от температуры ($n = 1$) выражения (10), (12), а также (16) существенно упрощаются и позволяют представить максимальную температуру в пятне контакта как

$$\vartheta_m + \frac{\vartheta_m}{Bi_{mp}} - 1 = 0, \quad \vartheta_m = \left(1 + \frac{1}{Bi_{mp}}\right)^{-1}. \quad (17)$$

Подставив (15) в (17) автором работы [3], была получена зависимость для определения максимальной температуры в пятне контакта от фрикционного разогрева тел 1 и 2 в явном размерном виде, которая имеет вид

$$T_{max} = T_0 + \frac{(T_{mc} - T_0)}{\left[1 + \left(\frac{T_{mc} - T_0}{\Delta T_{mc}^0}\right)\right]}, \quad (18)$$

где
$$\Delta T_{mc}^0 = \frac{\tau_{mp}^0 \nu d_k F_n}{2F_\phi \lambda_2 \left[1 + \left(\frac{\sqrt{\pi}}{4}\right) \cdot \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2}\right) \cdot \sqrt{\frac{\nu d_k}{a_1}}\right]}. \quad (19)$$

Существующее решение задачи по расчету температуры в пятне контакта двух инертных тел с учетом зависимости силы трения от температуры, представленное в работе [3], как уже отмечалось ранее, было использовано для расчета максимальной температуры в зоне пластической деформации материала при алмазном выглаживании, схема которого приведена на рис. 2.

В процессе обработки алмазный наконечник выглаживателя под действием силы P_y , задаваемой пружиной оправки или нагружающим механизмом устройства, внедряется в поверхность заготовки и скользит по ней, деформируя поверхностный слой на величину h , при этом имеют место как упругие, так и пластические деформации. При выглаживании индентор движется по винтовой линии, а материал, приведенный в пластическое состояние, обтекает сферу выглаживателя и формирует поверхностный слой. При этом в процессе обработки перед индентором возникает волна пластического течения металла, высота которой неодинакова перед фронтальной поверхностью индентора. Как видно из рис. 2, большая её величина имеет место со стороны сферической поверхности выглаживателя, обращенной в сторону направления действия подачи S_0 (слева). Это обусловлено тем, что радиус алмазной сферы R_{cf} составляет, как правило, 1...3 мм, а величина подачи $S_0 = 0,02...0,12$ мм/об. Следовательно, первичной деформации подвергается лишь тонкая полоса, ширина которой равна величине подачи, а поверхность заготовки, находящаяся справа от индентора, т.е. со стороны противоположной направлению подачи, в процессе

обработки уже подверглась его многократному воздействию, равному $n = R_{cf}/S_0$. А, как известно, упрочненный материал имеет большую прочность и меньшую пластичность, поэтому высота волны пластического течения материала со стороны обработанной поверхности будет иметь меньшее значение, что и представлено на рис. 2.

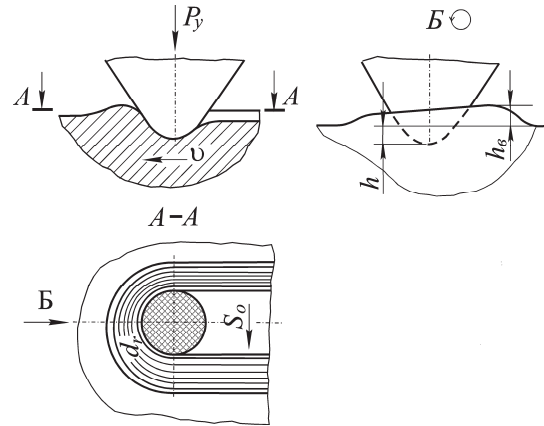


Рис. 2. Схема алмазного выглаживания:
 P_y – сила выглаживания;
 ν – скорость выглаживания; S_0 –подача;
 d_k – средний диаметр пятна контакта индентора с заготовкой;
 h – глубина вдавливания индентора в заготовку; h_g – высота волны

Глубина внедрения индентора в обрабатываемую поверхность, а также высота волны пластического течения металла будут определять площадь контакта инструмента с заготовкой и влиять на плотность теплового потока, поступающего в неё. Поэтому для определения максимальной температуры в зоне контакта алмазного индентора с обрабатываемой заготовкой необходимо знать величины h и h_b .

Номинальную площадь контакта обрабатываемой заготовки с алмазным выглаживателем можно определить по формуле

$$F_n = F_{пл} + F_{упр} + F_\epsilon, \quad (20)$$

где $F_{пл}$ – площадь контакта индентора с заготовкой, обусловленная с её пластическим деформированием, м²; $F_{упр}$ – площадь контакта индентора с заготовкой, связанная с её упругим деформированием, м²; F_ϵ – площадь контакта индентора с заготовкой, связанная с наличием высоты волны пластического течения металла, м².

Если известны значения $h_{упр}$, $h_{пл}$, h_b , то $F_{упр}$, $F_{пл}$, F_ϵ рассчитываются по формулам

$$F_{пл} = 2\pi R_{cf} h_{пл}; \quad F_{упр} = 2\pi R_{cf} h_{упр};$$

$$F_\epsilon \approx \frac{1}{2} \pi R_{cf} h_\epsilon, \quad (21)$$

где R_{cf} – радиус сферы алмазного выглаживателя, м; $h_{пл}$ – глубина пластического вдавливания

индентора в заготовку, м; $h_{упр}$ – глубина упругого вдавливания индентора в заготовку, м; h_b – высота волны пластического течения металла, м.

Формулы (21) базируются на зависимостях, приведенных в работе [4].

Полная глубина вдавливания индентора в заготовку $h = h_{nl} + h_{упр}$. Величины h_{nl} и h_b могут быть определены на основе натурного эксперимента, например, по профилограмме, снятой с обработанной поверхности, а величину $h_{упр}$ можно рассчитать численным методом посредством использования программного комплекса ANSYS. Следует отметить, что величину вдавливания индентора в заготовку h достаточно просто оценить посредством многооборотной измерительной головки типа 1МИГ, жестко соединенной с пружинной державкой.

Тогда, исходя из ранее изложенного, для расчета номинальной площади контакта алмазного выглаживателя с заготовкой можно использовать следующую зависимость, вытекающую из формулы (20)

$$F_n = 2\pi R_{cf} h + \frac{1}{2} \pi R_{cf} h_b = \pi R_{cf} \left(2h + \frac{1}{2} h_b \right). \quad (22)$$

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Используя, изложенные ранее методики для определения величин h и h_b , были получены графики зависимости, связывающие эти величины с силой выглаживания P_y , действующей на поверхность заготовки, изготовленной из жаропрочной деформируемой стали 15X12Н2ФАБ-Ш, представленные на рис. 3. Указанный материал был предварительно термообработан и имел: предел прочности при растяжении – $\sigma_b = 1226$ МПа, условный предел текучести – $\sigma_{0,2} = 1079$ МПа; относительное остаточное удлинение – $\delta_5 = 14\%$ и твердость – 3475 МПа.

Как видно из рис. 3, с ростом силы выглаживания от 50 до 300 Н наблюдается увеличение как глубины внедрения алмазного наконечника в обрабатываемую поверхность заготовки, так и увеличение высоты волны пластического течения металла. Причем увеличение глубины внедрения алмазного индентора в заготовку с ростом силы выглаживания происходит более интенсивно по сравнению с увеличением высоты волны. Аналогичные закономерности представлены, например, в работе [5].

Используя графики, представленные на рис. 3, посредством формул (18), (19) и (22) был выполнен расчет максимальной температуры в зоне контакта алмазного индентора с заготовкой при обработке стали 15Н12Н2МВФАБ-Ш при различных параметрах режима выглаживания. В формуле (18) ΔT_{mc}^0 является приращением температуры, а как известно, градус Кельвина равен градусу Цельсия, поэтому расчет был выполнен в градусах Цельсия, традиционно используемых при исследовании процессов механической обработки. Полученные результаты представлены на рис. 4 и 5.

Как видно из рис. 4 с увеличением силы выглаживания с 50 до 300 Н наблюдается умеренный рост температуры с 268 до 322 °С. Это по всей видимости связано с невысокой интенсивностью роста удельной нагрузки, так как с увеличением силы P_y , имеет место и рост площади контакта. Таким образом, увеличение силы выглаживания не оказывает существенного влияния на изменение температуры.

В отличие от силы скорость выглаживания оказывает значительное влияние на рост максимальной температуры в зоне контакта индентора с заготовкой. Как видно из рис. 5, увеличение скорости выглаживания с 40 до 140 м/мин приводит в увеличению максимальной температуры с 305 до 456 °С. Полученные ре-

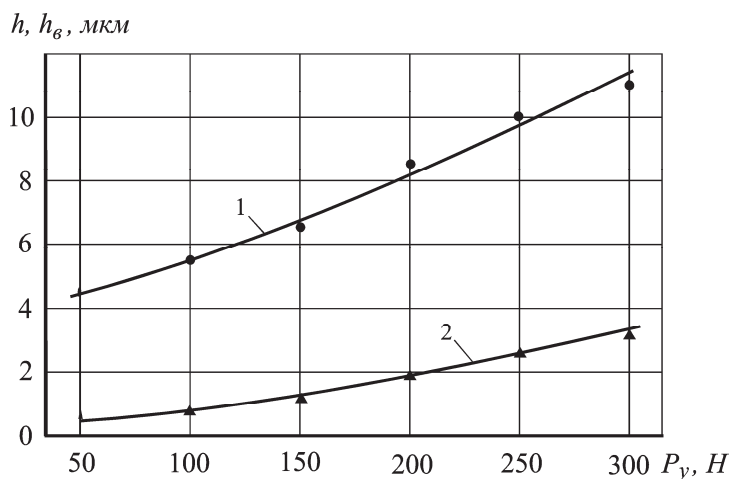


Рис. 3. Зависимости глубины внедрения алмазного индентора в обрабатываемую поверхность и высоты волны пластического течения металла от силы выглаживания:

$$1 - h = f(P_y); 2 - h_b = f(P_y); R_{cf} = 2,5 \text{ мм}$$

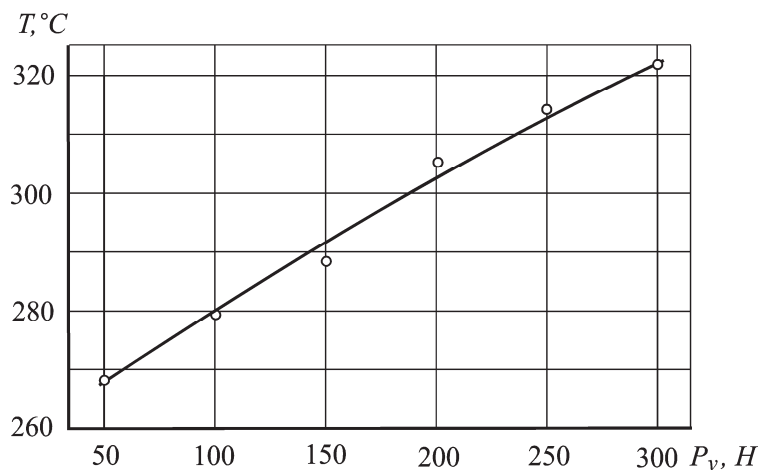


Рис. 4. Зависимость максимальной температуры в зоне пластической деформации от усилия выглаживания:
 $R_{сф} = 2,5$ мм, $v = 40$ м/мин

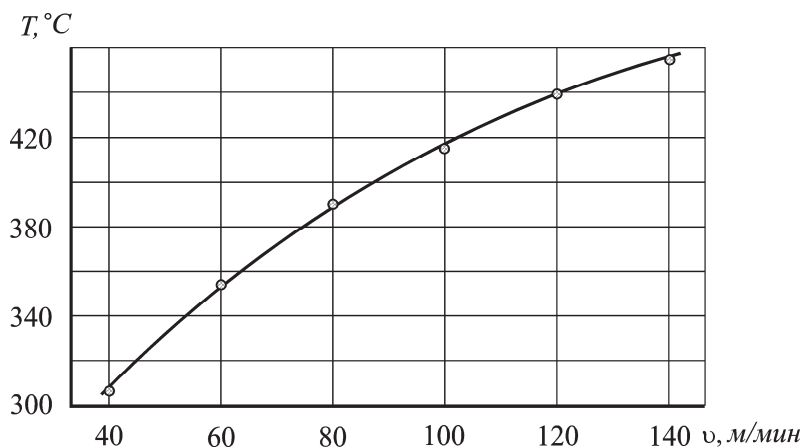


Рис. 5. Зависимость максимальной температуры в зоне пластической деформации от скорости выглаживания:
 $R_{сф} = 2,5$ мм, $P_y = 200$ Н

зультаты хорошо согласуются с результатами других исследователей, например, с результатами исследованиями температуры при алмазном выглаживании подшипниковой стали ШХ15 [2].

В работе [6] отмечено, что при скорости алмазного выглаживания равной 500 м/мин температура в зоне контакта алмазного наконечника с заготовкой в зависимости от условий обработки может составлять 600...700 °С. Расчет максимальной температуры, выполненный по формуле (18) для скорости выглаживания соответствующей 500 м/мин, показал, что температура в зоне выглаживания составляет 607 °С, т.е. полученный результат хорошо согласуется с данными работы [6].

ВЫВОДЫ

1. Аналитическое решение задачи о разогреве двух твердых инертных материалов от воздействия силы трения при учете зависимо-

сти силы трения от температуры, полученное А.П. Амосовым, адаптировано для исследования температуры на операциях алмазного выглаживания. Полученные результаты расчета температуры хорошо сходятся с данными других исследователей.

2. Исследовано влияние силы и скорости выглаживания на максимальную температуру в зоне контакта при обработке жаропрочной деформируемой стали 15Х12Н2МВФАБ-Ш, по результатам которого получены соответствующие зависимости.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / А.Н. Резников, Е.И. Алексенцев [и др.]; [под ред. А.Н. Резникова]. М.: Машиностроение, 1977. 391 с.
2. Торбило В.М. Алмазное выглаживание. М.: Машиностроение, 1972. 105 с.
3. Амосов А.П. Теплофизические модели трения инертных и взрывчатых материалов. М.: Маши-

- ностроение, 2011. 363 с.
4. *Выгодский М.Я.* Справочник по математике. М.: АСТ: Астрель, 2010. 1055 с.
 5. *Лихобабина Н.В., Королев А.А.* Упрочнение поверхностей алмазным выглаживанием // Вестник Самарского государственного технического университета. 2008. № 30. С. 79-87.
 6. *Короходкина К.Г.* Особенности метода обработки материалов алмазным выглаживанием // Молодой ученый. 2019. № 39. С. 194-197.

THERMAL PHYSICS OF A DIAMOND BURNISHING PROCESS

© 2020 D.L.Skuratov, A.N. Shvetcov, A.D. Vekolov

Samara National Research University Named after Academician S.P. Korolyov

The study shows the analytical solution of the problem of the heating of two hard inert materials by a friction force. The solution takes into account dependency of the friction force by temperature. It is adapted to investigate the maximum temperature, when diamond burnishing operation, by force of addition to calculated dependency by formula, which makes it possible to evaluate the nominal area of contact between diamond indenter and workpiece. The formula includes both the contact area, conditioned by workpiece elastic and plastic deformations, and additional contact area, formed as a result of the metal plastic flow wave, appeared in front of indenter. The study gives experimental dependencies of the burnishing force influence on the depth of indentation into the workpiece of heat-resistant steel 15H12N2MVFAB-S, when deformation of its surface layer, and influence on the height of the metal plastic flow wave in front of indenter. Calculated dependencies show how the force and burnishing rate influence on the maximum temperature in and around contact of the indenter with workpiece. It is established, that significant influence on maximum temperature in and around contact exerts the burnishing rate, when temperature increases with burnishing rate rising, but the burnishing force increase influences on rising of temperature in a lesser degree.

Key words: diamond burnishing, thermal physics of the process, force and rate burnishing, numerical simulation, calculated dependence.

DOI: 10.37313/1990-5378-2020-22-4-34-40

Dmitry Skuratov, Doctor of Engineering, Professor of Engine Processing Technology Department.

E-mail: skuratov.sdl@yandex.ru

Aleksey Shvecov, Master Teacher of Engine Processing Technology Department. E-mail: shvecovalexey@yandex.ru

Alexandr Vekolov, Undergraduate Student of the 2221-240405D Group. E-mail: vekolov2018@yandex.ru