

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУР ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Канд. техн. наук, доц. А. Н. УНЯНИН

Разработаны физические и математические модели для расчета температур при шлифовании, позволяющие в комплексе учесть форму контактирующих объектов: абразивного зерна, заготовки, круга и стружки, относительное перемещение этих объектов, расположение отдельных источников тепловыделения, наложение тепловых импульсов от отдельных зерен, зависимость теплофизических свойств объектов и механических характеристик материала заготовки от температуры. Доказана адекватность выбранных моделей реальным условиям. Приведены результаты численного моделирования температур.

Physical and mathematical models for calculation of temperatures at the grinding, allowing in a complex to consider the shape of contacting bodies i.e. abrasive grain, workpiece, a circle and a swaft, relative migration of these bodies, an arrangement of separate sources of a thermal emission, superposition of thermal impulses from separate grains, dependence of thermophysical properties of bodies and mechanical performances of work material from temperature. Adequacy of the selected models to real conditions is proved. Results of a numerical modeling of temperatures are tested.

Налипание частиц материала заготовки на абразивные зерна (а.з.) шлифовального круга — одна из основных причин снижения его режущей способности при обработке заготовок из адгезионно-активных и пластичных материалов. Аналитические и экспериментальные исследования кинетики процесса налипания позволили установить, что доминирующее влияние на этот процесс оказывает локальная температура в зоне обработки [1, 2].

С увеличением локальной температуры интенсифицируется налипание частиц материала заготовки на а.з. и повышается вероятность образования дефектов в поверхностных слоях заготовки. В результате снижаются период стойкости шлифовального круга и производительность процесса шлифования.

Наиболее полные и детальные исследования локальных температур при шлифовании приведены в [3, 4]. Однако ни в одной из известных нам работ не предпринимались попытки определения температурного поля в области контакта режущего зерна со стружкой, а также в локальной области, прилегающей к пластически деформирующему зерну, что затрудняет анализ адгезионных взаимодействий в зоне обработки и разработку рекомендаций, направленных на снижение их интенсивности.

В наших исследованиях локальных температур при шлифовании учтена реальная форма контактирующих объектов (заготовки, а.з., круга и стружки), место расположения отдельных источников тепловыделения и распределение их плотности, наложение тепловых импульсов от отдельных зерен и зависимость теплофизических свойств объектов и механических свойств заготовки от температуры.

Исследования выполнены для схемы плоского многопроходного шлифования периферией круга, являющейся, наряду с круглым наружным шлифованием, одной из наиболее широко используемых в промышленности. При плоском шлифовании каждый элементарный участок заготовки периодически оказывается в зоне шлифования. Однако к моменту очередного рабочего хода температура обрабатываемой поверхности заготовки

и рабочей поверхности круга настолько мало отличаются от температуры окружающей среды, что при расчете локальных температур многопроходность плоского шлифования можно не принимать во внимание.

При плоском шлифовании с поперечной подачей основная часть припуска с каждого элементарного участка заготовки снимается при первом его контакте с кругом. Поэтому температуру определим для первого рабочего хода круга по элементарной поверхности заготовки, а тепловые процессы в любой плоскости, перпендикулярной оси круга и параллельной вектору скорости продольной подачи заготовки, считаем идентичными. Принимаем двумерную постановку задачи теплового взаимодействия (двумерное поле), поскольку изменение температур в направлении оси вращения шлифовального круга столь незначительно, что им можно пренебречь [4].

Схематизируя объекты, участвующие в теплообмене, представим а.з. в виде усеченной пирамиды с углом при вершине 2γ площадкой затупления размером l_2 [5], отдающей в массу круга часть теплоты. Форму заготовки примем в виде прямоугольного параллелепипеда: такую форму имеют многие детали, заготовки которых обрабатывают по схеме плоского маятникового шлифования периферией круга (корпусные детали, плиты, шпонки, линейки, измерительные плитки). Стружку, имеющую переменную толщину, представим в виде совокупности прямоугольных параллелепипедов различной толщины: такое допущение не внесет значительных погрешностей в расчеты, поскольку изменением толщины стружки на малой длине можно пренебречь. Часть объема круга, в котором расположено рассматриваемое зерно, представим в виде прямоугольного параллелепипеда. Пограничный слой между а.з., стружкой и заготовкой и его термическое сопротивление можно не учитывать, так как контакт между этими телами в условиях пластической деформации приближается к идеальному. Поэтому считаем, что температура в любой точке на поверхности соприкосновения контактирующих тел одна и та же.

Теплообмен считаем нестационарным, поскольку а.з. вступают в контакт с заготовкой периодически. Принимаем во внимание тепловыделение в зоне деформирования и в зонах контакта а.з. со стружкой и заготовкой. Вследствие изменения глубины внедрения а.з. в материал заготовки по длине контакта плотности тепловых потоков, эквивалентные работе деформирования и трению стружки об а.з., непостоянны при его перемещении. Так как среднее расстояние между диспергирующими а.з. значительно превышает длину контакта круга с заготовкой [3, 5], то в любой плоскости, перпендикулярной оси круга, на дуге контакта находится одно зерно. Для повышения достоверности результатов учтем зависимость сопротивления материала заготовки пластическому деформированию и зависимость теплофизических свойств всех взаимодействующих объектов от температуры.

Общая мощность тепловыделения при работе режущего и пластически деформирующего а.з.

$$W_i = W_D + W_{1T} + W_{2T};$$

$$W_i = W_D + W_{2T},$$

где W_D , W_{1T} , W_{2T} — соответственно мощность тепловыделения источников в результате перехода в теплоту работы деформирования (W_D) и работы сил трения стружки о зерно (W_{1T}) и зерна о заготовку (W_{2T}), Вт.

Все источники тепловыделения считаем двумерными, что не вносит существенных погрешностей в результаты расчета [4]. Мощности источников определим по следующим зависимостям:

$$W_{1T} = P_1 V_1;$$

$$W_{2T} = P_{зтр} V_{кр};$$

$$W_D = (P_{zi} - P_{зтр}) V_{кр} - P_1 V_1,$$

где P_{zi} — касательная составляющая силы диспергирования единичным а.з.; P_1 и $P_{зтр}$ — силы трения соответственно между стружкой и а.з. и между а.з. и заготовкой; $V_{кр}$ — рабочая скорость крута; $V_1 = V_{кр}/\eta$ — скорость перемещения стружки относительно а.з. [4]; η — коэффициент усадки стружки.

Принимая во внимание известные зависимости для расчета сил диспергирования и трения [5], получим для зерен, осуществляющих микрорезание,

$$W_{1T} = \frac{1,5\tau_s \cos(90^\circ - \gamma - \beta) b_k l_1 \mu_0 V_{кр}}{3};$$

$$W_{2T} = \frac{\mu_0 \tau_s f_{тр} V_{кр}}{3\mu_s};$$

$$W_D = \tau_s a_m b_k \frac{\sin(\beta + \varphi_s)}{\sin \beta \sin \varphi_s} V_{кр} P_1 V_1,$$

где τ_s — напряжение сдвига; a_m — глубина внедрения зерна в заготовку; b_k — ширина среза; β — угол сдвига; φ_s — угол внутреннего трения; μ_s — коэффициент внутреннего трения в плоскости сдвига; μ_0 — коэффициент внешнего трения; $f_{тр}$ — площадь поверхности трения зерна о заготовку; l_1 — длина контакта стружки с поверхностью а.з.; γ — угол при вершине зерна.

Для зерен, осуществляющих пластическую деформацию, имеем

$$W_{2T} = \frac{\mu_0 f_{трд} H_m V_{кр}}{3},$$

$$W_D = \frac{\mu_0 H_m}{2} \left(\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\mu_0} \right) f_{кд} V_{кр},$$

где H_m — твердость материала заготовки при скорости и температуре деформации шлифования; $f_{трд}$ — площадь поверхности трения пластически-деформирующего а.з. о заготовку; $f_{кд}$ — площадь поверхности зерна, осуществляющей пластическое деформирование материала заготовки.

Учитывали, что средние по плоскости сдвига касательные напряжения связаны с интенсивностью напряжений при скорости и температуре деформации процесса шлифования $\sigma_{iш}$ зависимостью [5]: $\tau_s = \sigma_{iш} / \sqrt{3}$.

На схеме теплообмена, показанной на рис. 1, действительная траектория движения режущего зерна представлена в виде прямой линии FB_1 . Очевидно, это допущение не внесет ощутимой погрешности в результаты расчета, поскольку длина дуги контакта кру-

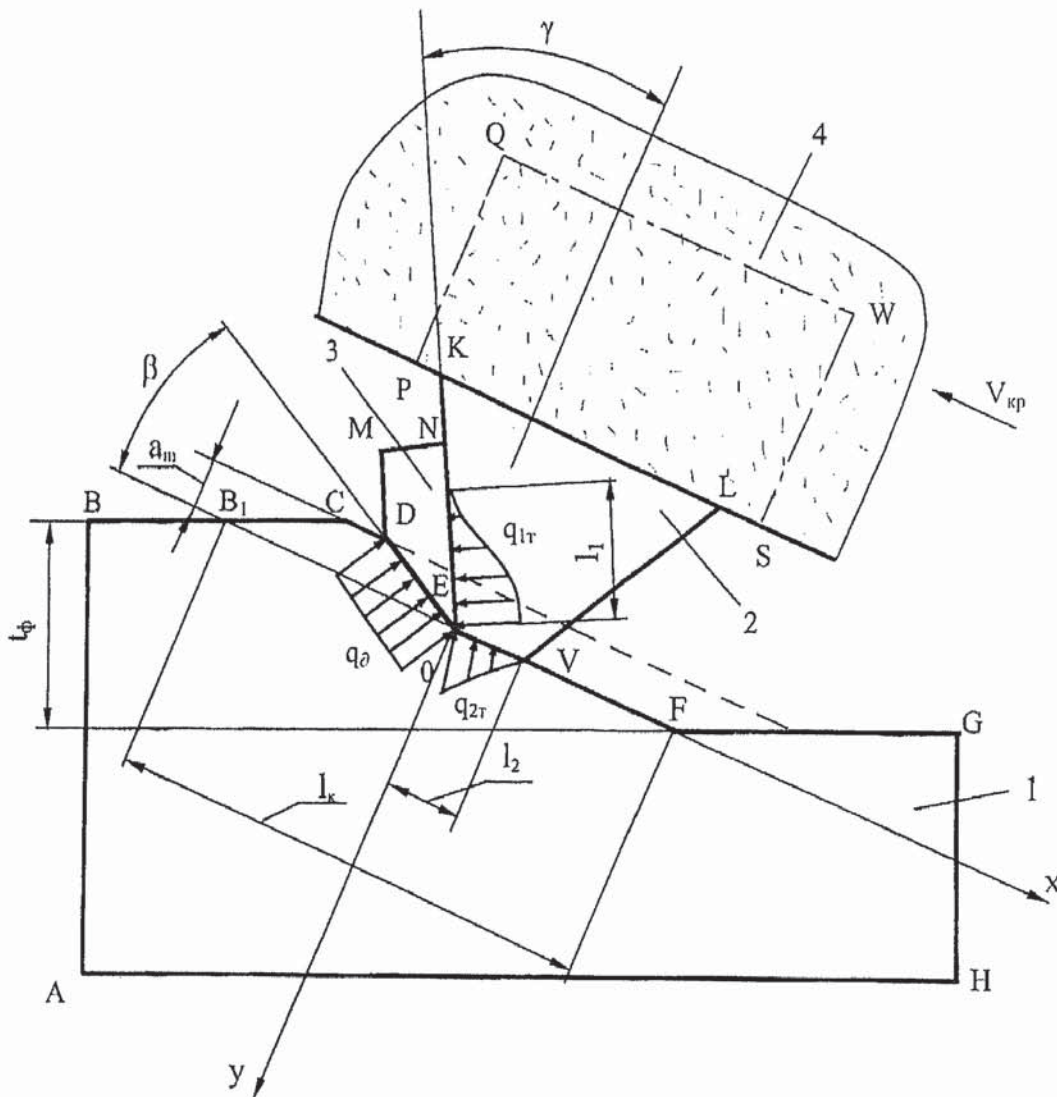


Рис. 1. Схема теплообмена в зоне контакта режущего а.з. с заготовкой: 1 — заготовка; 2 — а.з.; 3 — стружка; 4 — круг

га с заготовкой l_k при реализации большинства схем шлифования ничтожно мала в сравнении с его размерами.

Считаем, что источник плотностью q_D , возникающий на плоскости сдвига, распределен равномерно [4], а соответствующая плотность тепловыделения равна

$$q_D = \frac{W_D \sin \beta}{a_m b_k} \quad (1)$$

Плотность тепловыделения источника, действующего на поверхности контакта между стружкой и зерном, примем распределенной по несимметричному нормальному закону распределения [4] с максимальной плотностью потока, определяемой по зависимости

$$q_{1r} = \frac{2W_{1r} \sqrt{k_{01}}}{b_k \sqrt{\pi} \operatorname{erf} [l_1 \sqrt{k_{01}}]}, \quad (2)$$

где k_{01} — коэффициент; erf — функция, называемая интегралом вероятности.

Плотность тепловыделения в точке, расположенной на расстоянии x_u от точки с максимальной плотностью тепловыделения,

$$q_{1T}(x_u) = q_{1T} \exp[-k_0 x_u^2]. \quad (3)$$

Плотность тепловыделения на участке контакта а.з. с заготовкой примем распределенной по экспоненциальному закону (аналогично закону распределения нормальных напряжений) [4, 5], а максимальная плотность тепловыделения будет

$$q_{2T} = \frac{W_{2T}}{I}, \quad (4)$$

где $I = \frac{l_2 \sqrt{\pi}}{4 \sqrt{k_0}} \operatorname{erf} \left[\sqrt{k_0 l_2} \right]$.

$$q_{2T} = \frac{4W_{2T} \sqrt{k_0}}{b_2 \sqrt{\pi} \operatorname{erf} \left[\sqrt{k_0 l_2} \right]}, \quad (5)$$

$$q_{2T}(x_u) = q_{2T} \exp[-k_0 x_u^2], \quad (6)$$

где k_0 — коэффициент; l_2 — размер площадки затупления на а.з.

Источник плотностью q_D , возникающий при работе а.з., пластически деформирующего материал заготовки (рис. 2), считаем распределенным равномерно

$$q_D = \frac{W_D \cos \gamma}{f_{\text{кд}}}. \quad (7)$$

Плотность тепловыделения q_{2T} на участке контакта пластически деформирующего зерна с заготовкой примем распределенной по экспоненциальному закону аналогично закону распределения нормальных напряжений. Для ее расчета используем зависимости (4)—(6), как и для режущих а.з.

Считаем, что заготовка 1 неподвижна, а режущее а.з. 2, шлифовальный круг 4, стружка 3 и плоскость сдвига DE перемещаются относительно заготовки со скоростью, равной сумме скоростей $V_{\text{кр}}$ и скорости подачи V_s (рис. 1). Систему координат xoy свяжем с зерном и учтем, что она перемещается относительно заготовки в направлении оси ox со скоростью $V_{\text{кр}}$. Такая схематизация относительных перемещений контактирующих объектов, когда один из них считают неподвижным, широко используется при теплофизическом анализе шлифования и не влияет на точность расчета.

Уравнения теплопроводности для заготовки 1, режущего зерна 2, стружки 3 и шлифовального круга 4 имеют вид

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \rho_1} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y} \right) \right] - V_{\text{кр}} \frac{\partial T_1}{\partial x}; \quad (8)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \frac{1}{c_2 \rho_2} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y} \right) \right]; \quad (9)$$

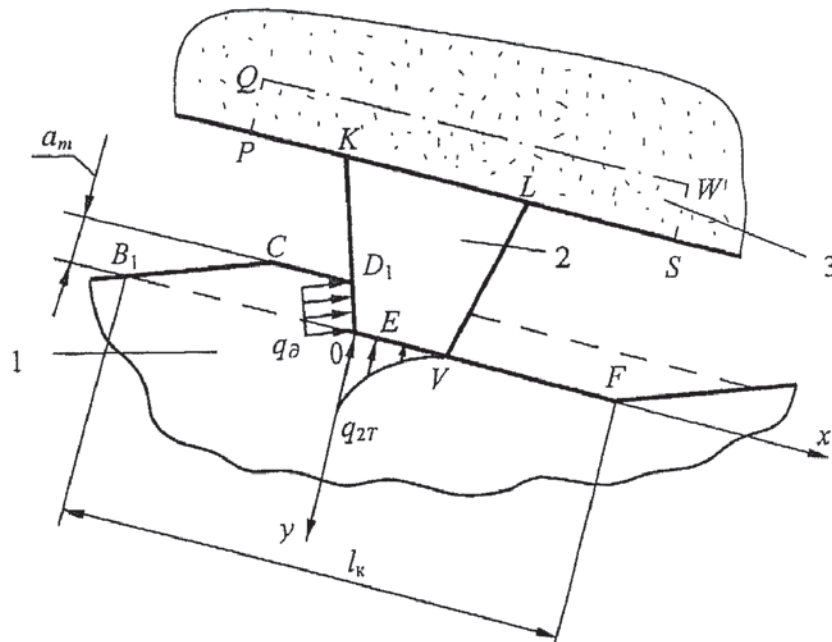


Рис. 2. Схема контакта заготовки с пластически деформирующим а.з.: 1 — заготовка; 2 — а.з.; 3 — шлифовальный круг

$$\frac{\partial T_3}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \rho_1} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial y} \right) \right] - V_1 \cos \gamma \frac{\partial T_3}{\partial y} - V_1 \sin \gamma \frac{\partial T_3}{\partial x}; \quad (10)$$

$$\frac{\partial T_4}{\partial \tau} = \frac{1}{c_4 \rho_4} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial y} \right) \right], \quad (11)$$

где $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_4$ — коэффициенты теплопроводности; c_1, c_2, c_4 — теплоемкости; ρ_1, ρ_2, ρ_4 — плотности; T_1, T_2, T_3, T_4 — температуры заготовки, а.з., стружки и круга соответственно.

Уравнения теплопроводности для пластически деформирующего а.з. 2, заготовки 1 и круга 4 (рис. 2) аналогичны уравнениям (8), (9) и (11).

Начальное условие

$$T(x, y, 0) = T_0$$

означает равенство в начальный момент времени температур любой точки заготовки, а.з., стружки и круга температуре окружающей среды.

Условия взаимодействия поверхностей обрабатываемой заготовки, режущего а.з., стружки, круга и окружающей среды описываются следующими граничными условиями:

в пределах зоны контакта заготовки 1 с а.з. 2

$$\frac{\partial T_1}{\partial y} = -\frac{q'_{2T}}{\lambda_1}, \frac{\partial T_2}{\partial y} = -\frac{q''_{2T}}{\lambda_2}, T_1 = T_2, q'_{2T} + q''_{2T} = q_{2T};$$

в пределах зоны контакта заготовки 1 со стружкой 3

$$\frac{\partial T_1}{\partial n} = -\frac{q'_D}{\lambda_1}, \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_D}{\lambda_2}, T_1 = T_3, q'_D + q''_D = q_D;$$

в пределах зоны контакта стружки 3 с а.з. 2

$$\frac{\partial T_2}{\partial n} = -\frac{q'_{1T}}{\lambda_2}, \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_{1T}}{\lambda_1}, T_2 = T_3, q'_{1T} + q''_{1T} = q_{1T}.$$

Примем, что сопряжение а.з. 2 со связкой круга является идеальным, а это означает равенство температур сопряженных поверхностей зерна 2 и круга 4, т.е. $T_2 = T_4$.

Теплообмен на границах объектов, контактирующих со смазочно-охлаждающей жидкостью (СОЖ) или воздухом, зададим в форме закона Ньютона—Рихмана, описывающего процесс конвективного теплообмена, в виде

$$-\lambda_z \frac{\partial T_z}{\partial n} = \alpha_j (T_z - T_0),$$

где z — номер объекта ($z = 1, 2, 3, 4$ для заготовки, а.з., стружки и круга соответственно); j — номер поверхности; α_j — коэффициент теплоотдачи от j -ой поверхности.

Границы PQ и WS области $PQWS$ шлифовального круга считаем теплоизолированными.

Условия взаимодействия при работе пластически деформирующего а.з. (рис. 2) имеют особенности в пределах зоны контакта заготовки 1 с «передней» поверхностью а.з. 2

$$\frac{\partial T_1}{\partial n} = -\frac{q'_D}{\lambda_1}, \frac{\partial T_2}{\partial n} = -\frac{q''_D}{\lambda_2}, T_1 = T_2, q'_D + q''_D = q_D.$$

Время, в течение которого происходит теплообмен, разобьем на конечные малые промежутки $\Delta\tau$. Через k обозначим число положений а.з. относительно дуги контакта с заготовкой

$$k = \frac{l_k}{V_{кр} \Delta\tau} + 1.$$

Глубина внедрения зерна в заготовку при его i -ом положении

$$a_{mi} = a_{кр} + a_{3i},$$

где $a_{кр}$ — критическая глубина микрорезания; a_{3i} — подача на зерно при i -м положении последнего:

$$a_{3i} = \frac{V_{снр} l_\phi}{\pi D_k n_k} \sin \left((i-1) \frac{\alpha_{\max} V_{кр} \Delta\tau}{l_k} \right),$$

где l_ϕ — среднее расстояние между диспергирующими зернами; n_k — частота вращения шлифовального круга; $V_{снр}$ — скорость продольной подачи; D_k — диаметр наружной поверхности круга; α_{\max} — угол, определяемый как

$$\alpha_{\max} = \arccos \frac{D_k - 2t_\phi}{D_k},$$

где t_ϕ — глубина шлифования.

На каждый элементарный участок заготовки от момента входа его в зону действия тепловых импульсов до момента выхода из этой зоны воздействует ряд импульсов, являющихся результатом диспергирования материала заготовки отдельными а.з. Для расчета количества тепловых импульсов, воздействующих на каждый элементарный участок, получена зависимость

$$n = \frac{l_k V_{кр}}{V_{сп} t_{ф}}$$

Таким образом, чтобы учесть взаимное влияние тепловых импульсов, необходимо моделировать движение по траектории FB_1 зерен, число которых равно n . Начальную температуру заготовки при воздействии на нее j -го зерна ($2 \leq j \leq n$) принимаем равной температуре, до которой она успевает остыть после прохождения $(j - 1)$ -го зерна. При моделировании температурного поля от первого зерна считаем, что начальная температура равна температуре окружающей среды.

Для расчета температур необходимо определить коэффициенты теплоотдачи от заготовки, а.з., стружки и выделенного объема шлифовального круга к СОЖ и воздуху. Поверхности NK и VL а.з., MD и MN стружки, CD и VF заготовки, а также PK и LS круга обмениваются теплотой с СОЖ, проникающей в зону контакта круга с заготовкой; поверхности B_1C и FF_1 заготовки омываются жидкостью, подаваемой поливом (рис. 1). Остальные поверхности заготовки, а также поверхность QW шлифовального круга обмениваются теплотой с окружающим воздухом. При определении коэффициентов теплоотдачи от поверхностей объектов, находящихся в зоне контакта круга с заготовкой, учитывали, что в эту зону проникает газожидкостная среда (смесь СОЖ с воздухом), а в зависимости от температуры поверхности устанавливается либо режим конвективного теплообмена, либо теплообмена при кипении [6].

Невозможность априорного определения плотностей распределения тепловых потоков между контактирующими объектами в зонах контакта а.з. со стружкой и заготовкой и заготовкой со стружкой, изменение положения этих зон во времени, необходимость учета изменения теплофизических свойств контактирующих объектов и механических свойств материала заготовки в зависимости от температуры создают серьезные трудности для аналитического определения локальных температур. Однако эту задачу можно решить численным методом (использовали метод конечных разностей) [7].

Для каждого типа расчетных элементов а.з., заготовки, стружки и круга методом баланса [7] получали дискретные аналоги соответствующих дифференциальных уравнений теплопроводности. Значение устойчивого шага интегрирования по времени определяли до начала расчета теплового состояния контактирующих объектов при двух значениях температуры: минимальной T_0 и максимально возможной. Из всех полученных значений выбирали наименьшее, которое и принимали в качестве шага интегрирования по времени Δt .

Тепловое состояние системы рассчитывали на основе дискретных аналогов уравнений теплопроводности в соответствии с разработанной методикой. Методика реализована в оригинальных программах для персонального компьютера на языке Microsoft Visual Basic.

Адекватность приведенных выше математических моделей реальным условиям проверяли, сравнивая среднюю температуру в зоне контакта, полученную расчетным путем, с температурой, измеренной методом полуискусственной термопары. При этом варьировали глубину шлифования $t_{ф}$. Расхождения между расчетными и экспериментальными данными не превышали 15 %, что позволяет использовать предложенный метод для теплофизического анализа процесса шлифования.

В качестве примера приведем некоторые результаты численного моделирования при следующих исходных данных: материал заготовки — сталь 30X; материал а.з. — элект-

рокорунд белый; $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{s,пр} = 10$ м/мин; глубина шлифования $t_{ф} = 0,01$ мм; СОЖ — эмульсия Укринол-1 (3 %); варьировали коэффициентом, определяющим долю СОЖ в объеме воздушно-жидкостной смеси, проникающей в зону шлифования [6], в пределах 0,25, ..., 1,0, а также коэффициентом трения зерна о заготовку от 0,3 до 0,6.

Установлено, что вблизи от вершины а.з. (точки *E* на рис. 1) на площадке его контакта с заготовкой локальные температуры достигают температуры плавления материала зерна. На расстоянии 2 мкм вглубь материала а.з. максимальная температура не превышает 2000 К (температура плавления электрокорунда — 2120...2170 К), т. е. до температуры плавления разогревается очень тонкий поверхностный слой зерна. На участке, размер которого составляет около 70 % от размера площадки затупления а.з., температура превышает температуру плавления материала заготовки и, следовательно, создаются наиболее благоприятные условия для адгезионного взаимодействия а.з. с заготовкой [1]. Максимальная температура на поверхности контакта а.з. со стружкой ниже и не превышает 1800 К, поэтому интенсивность адгезионного взаимодействия на этом участке соответственно также ниже [2]. Локальные температуры а.з., пластически деформирующих материал заготовки, существенно ниже температуры режущих а.з.

Охлаждающее действие СОЖ практически не влияет на локальные температуры. Увеличение коэффициента внешнего трения от 0,3 до 0,6 привело к увеличению как локальных температур на а.з., так и температур в поверхностных слоях заготовки почти в 2 раза, что свидетельствует о недопустимости значительного увеличения этого коэффициента. Поэтому важно принимать меры, способствующие предотвращению или замедлению процесса налипания частиц материала заготовки на а.з. или следует удалять отходы с рабочей поверхности круга, используя, например, механическую очистку [8].

Таким образом, получены основные уравнения теплообмена и выбраны граничные условия контактного взаимодействия объектов для расчета локальных температур режущих и пластически деформирующих а.з. в процессе шлифования. Результаты численного моделирования позволяют разработать рекомендации по снижению локальных температур и интенсивности адгезионного взаимодействия абразивных зерен с заготовкой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Худобин Л. В., Унянин А. Н. Исследование кинетики процесса налипания частиц материала заготовки на абразивные зерна // *Фундаментальные и прикладные проблемы технологии машиностроения: Материалы междунар. научно-техн. конф.* — Орел: Орловский госуд. технич. университет, 2002. — С. 53—56.
2. Худобин Л. В., Унянин А. Н. Исследование процесса микрорезания заготовок из пластичных материалов единичным абразивным зерном // *Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы: Сб. статей международной научно-технической конференции.* — Волжский ин-т строит. и технологии, Волжский, 2004. — С. 108—111.
3. Бокучава Г. В. Трибология процесса шлифования — Тбилиси: Сабчота Сакартвело, 1984. — 238 с.
4. Резников А. Н. Тепловые процессы в технологических системах. — М: Машиностроение, 1990. — 288 с.
5. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. — М.: Машиностроение, 1974. — 280 с.
6. Унянин А. Н. К вопросу о теплообмене контактирующих при шлифовании объектов с окружающей средой // *Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Сб. трудов международной научно-технической конференции.* — Харьков: ХНПК «ФЭД», 2002. — С. 79—82.
7. Ши Д. Численные методы в задачах теплообмена: пер. с англ. — М.: Мир, 1988. — 544 с.

8. У н я н и н А. Н. Стабилизация режущей способности шлифовального круга при обработке заготовок из пластичных материалов // Динамика технологических систем: Сб. трудов 7-ой междуна. научно-техн. конференции. — Саратов: Саратовский госуд. технич. университет, 2004. — С. 353—356.

669.1.002.5-192

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ СРОКА СЛУЖБЫ ГИДРОЦИЛИНДРОВ УРАВНОВЕШИВАНИЯ РАБОЧИХ ВАЛКОВ ЛИСТОВЫХ СТАНОВ*

Д-р техн. наук, проф. В. П. АНЦУПОВ, ст. препод. А. А. БАЖЕНОВ,
канд. техн. наук, доц. А. В. АНЦУПОВ, асп. Ал. В. АНЦУПОВ

Одной из основных причин остановки стана листовой прокатки является износ элементов механизма уравновешивания рабочих валков, а именно, износ бронзовых втулок и резинотканевых уплотнений. Анализ литературных данных показывает отсутствие в настоящее время какой-либо инженерной методики расчета ресурса работы узлов гидро- и пневмосистем типа «плунжер-втулка». Поэтому в данной работе сделана попытка оценки межремонтного срока службы гидроцилиндров на основе математической модели процесса изнашивания пар трения скольжения гидроцилиндра («плунжер-бронзовая втулка», «плунжер-уплотнение»).

One of the principal causes of a contour rolling mill stopping is component deterioration of the work roll balance mechanism, namely, deterioration of bronze sleeves and rubber-fabric seals. The analysis of published research data displays absence of any engineering design procedure as for resource of operation of hydraulics-and pneumatic systems of a «plunger-plug» type. Therefore in this article we attempted to estimate a turnaround time of hydraulic actuators on the basis of mathematical model of deterioration process of sliding couplers («plunger-bronze sleeve», «plunger-condensation»).

Модель построена с использованием энергетического подхода В.Д. Кузнецова [1], согласно которому изношенный объем детали ΔV пропорционален работе сил трения, совершенной в контакте пары трения при ее эксплуатации $A_{\text{тр}}$.

$$\Delta V(t) = I_w A_{\text{тр}}(t), \quad (1)$$

где I_w — показатель энергетической интенсивности изнашивания (энергетическая интенсивность изнашивания).

В основу расчета I_w и $A_{\text{тр}}(t)$ положена базовая схема И.В. Крагельского [2], согласно которой рассматривается стационарный (установившийся) режим граничного трения, определяемый стабильностью во времени фрикционных характеристик сопряжения, температуры и физико-механических свойств поверхностных слоев трущихся тел.

Рассмотрим поочередно пары скольжения гидроцилиндра.

Объемный износ бронзовой втулки из геометрических соображений (рис. 2)

$$\Delta V^{\text{BT}} = L^{\text{BT}} S_{\text{AECD}} = L^{\text{BT}} (S_{\text{ADC}} - S_{\text{AEC}}) \quad (2)$$

где L^{BT} — длина втулки.

$$S_{\text{ADC}} = S_{\text{ADCB}} - S_{\text{ACB}} = r_{\text{пл}}^2 \varphi_1 - (r_{\text{пл}} - \Delta H^{\text{BT}} - (r_{\text{BT}} - Y)) r_{\text{пл}} \sin(\varphi_1), \quad (3)$$

*При финансовой поддержке Правительства Челябинской области.