

УДК 621.92.01

Н.В. Лищенко, канд. техн. наук, доц.,
В.П. Ларшин, д-р техн. наук, проф.,
Одес. нац. политехн. ун-т

ВЛИЯНИЕ ПРИНУДИТЕЛЬНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ ШЛИФОВАНИЯ

Н.В. Лищенко, В.П. Ларшин. **Вплив примусового охолодження на температуру шліфування.** Розроблено математичну модель температурного циклу шліфування, інваріантну відносно властивостей оброблюваного матеріалу і режимів шліфування, з регульованими безрозмірними параметрами примусового охолодження, які визначають теплообмін і температуру охолоджувального середовища. Досліджено вплив цих параметрів на безрозмірну і розмірну температуру шліфування.

Ключові слова: шліфування, безрозмірна (відносна) температура, примусове охолодження, температурний цикл нагріву і охолодження.

Н.В. Лищенко, В.П. Ларшин. **Влияние принудительного охлаждения на температуру шлифования.** Разработана математическая модель температурного цикла шлифования, инвариантная относительно свойств обрабатываемого материала и режимов шлифования, с регулируемыми безразмерными параметрами принудительного охлаждения, которые определяют теплообмен и температуру охлаждающей среды. Исследовано влияние этих параметров на безразмерную и размерную температуру шлифования.

Ключевые слова: шлифование, безразмерная (относительная) температура, принудительное охлаждение, температурный цикл нагрева и охлаждения.

N.V. Lishchenko, V.P. Larshin. **Influence of the forced cooling on the grinding temperature.** A mathematical model is developed for grinding temperature cycle, invariant to the processed material properties and grinding modes with the managed dimensionless parameters of forced cooling that determine heat exchange and coolant temperature. Influence of these parameters on the dimensionless and dimension grinding temperature is investigated.

Keywords: grinding, dimensionless (relative) temperature, forced cooling, temperature cycle of heating and cooling.

Температурный фактор является одним из важнейших при оптимизации процессов лезвийной и алмазно-абразивной обработки. Задача определения температурного поля при механической обработке резанием, и в частности при шлифовании, рассмотрена в большом количестве работ, однако до сего времени остается ряд нерешенных вопросов. К их числу относится влияние принудительного охлаждающего воздействия среды, например, смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ), на формирование температурного поля подвижного полосового источника и физико-механическое состояние поверхностного слоя. Попытка учесть влияние СОЖ позволила получить только приближенное решение [1]. Сложность задачи обусловлена необходимостью одновременного учета граничных условий второго и третьего рода — условий теплообмена на поверхности тела. Полученное решение имеет ряд недостатков: не оценена погрешность принятых допущений, не учитывается влияние температуры СОЖ на температуру шлифования, используется множитель $k > 1$, определяемый приближенно числовым путем. Так, охлаждающее действие СОЖ учитывается только через коэффициент теплообмена α , температура СОЖ принята равной нулю на этапе постановки задачи.

Приводится решение, свободное от указанных недостатков, но оно дается в размерном виде, не обладает необходимой общностью, характерной для безразмерного представления температурного поля (инвариантно относительно режимов шлифования и теплофизических свойств обрабатываемых материалов) [2]. Кроме того, не исследовано влияние разной эффек-

тивності теплообмена на температуру шлифования и не выяснено влияние на температуру шлифования температуры охлаждающей среды. Это тем более актуально, поскольку в технологии шлифования применяют как подогрев, так и охлаждение СОЖ.

Целью данной работы является развитие нового подхода к определению температуры шлифования на поверхности и по глубине поверхностного слоя [2]. Для усиления общности полученных результатов (т.е. для охвата любых условий шлифования и материалов) приводимые зависимости представлены в безразмерном виде.

Температурное поле на этапе нагрева описывается математической зависимостью, представляющей собой решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности. Особенностью подхода является условие пропорциональности безразмерного времени действия реального теплового источника на этапе нагрева безразмерной его полуширине [3], поскольку обе эти величины (при стационарном температурном поле) связаны.

Безразмерную температуру шлифования $\Theta_0(X, H_H, H_0)$ на этапе охлаждения (с начальными условиями, полученными на этапе нагрева) находят по уравнению, полученному преобразованием соответствующей размерной зависимости [2],

$$\begin{aligned} \Theta_0(X, H_H, H_0) = & \int_0^\infty \left[\frac{1}{2\sqrt{\pi H_0}} \left\{ \exp\left(-\left(\frac{X-X'}{2\sqrt{H_0}}\right)^2\right) + \exp\left(-\left(\frac{X+X'}{2\sqrt{H_0}}\right)^2\right) \right\} - \frac{\text{Bi}}{H_H} \times \right. \\ & \times \exp\left\{\left(\frac{\text{Bi}}{H_H}\right)^2 H_0 + \frac{\text{Bi}}{H_H}(X+X')\right\} \cdot \text{erfc}\left(\frac{X+X'}{2\sqrt{H_0}} + \frac{\text{Bi}}{H_H}\sqrt{H_0}\right) \Big] \times f(X') dX' + \\ & + \frac{\text{Bi}}{H_H} \int_0^{\frac{4a}{V^2}H_0} \left[\frac{\exp\left[-\left(\frac{X}{2\sqrt{H_0-H}}\right)^2\right]}{\sqrt{\pi(H_0-H)}} - \frac{\text{Bi}}{H_H} \exp\left\{\left(\frac{\text{Bi}}{H_H}\sqrt{H_0-H}\right)^2 + \frac{\text{Bi}}{H_H}X\right\} \times \right. \\ & \left. \times \text{erfc}\left(\frac{X}{2\sqrt{H_0-H}} + \frac{\text{Bi}}{H_H}\sqrt{H_0-H}\right) \right] \cdot \Theta_c(H_0) dH; \end{aligned} \quad (1)$$

$$f(X') = 2\pi\sqrt{H_H} \text{ierfc}\frac{X'}{2\sqrt{H_H}} + \Theta_0,$$

где $H_H = \frac{V^2\tau_H}{4a}$ — максимальное значение H , которое равно безразмерной полуширине H_H источника тепла (безразмерное время пропорционально безразмерной полуширине подвижного источника);

$\tau_H = \frac{2h_H}{V}$ — максимальное размерное время нагрева на этапе нагрева, с.

h_H — максимальное значение h на этапе нагрева, равное полуширине реального теплового источника, м;

V — скорость перемещения реального источника тепла, м/с;

$\text{Bi} = \frac{\alpha h_H}{\lambda}$ — критерий Био, характеризующий теплообмен;

α — коэффициент теплообмена, Вт/(м²·°С);

$\infty \geq H_0 = \frac{V^2 \tau_0}{4a} \geq 0$ — безразмерная пространственная координата (Z'), пропорциональная

реальному времени охлаждения τ_0 , отсчитываемому от момента окончания этапа нагрева;

λ — коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·°С);

$\Theta_c(H_0)$ — безразмерная температура охлаждающей среды, зависящая от безразмерного времени H_0 .

Для получения размерной температуры на этапах нагрева и охлаждения необходимо выражение (1) умножить на общепринятый в теплофизике механической обработки коэффициент

$$K = \frac{2qa}{\pi \lambda V},$$

где q — плотность теплового потока, Вт/м².

Одномерная математическая модель, содержащая уравнение (1), описывает безразмерную температуру шлифования на этапах нагрева и охлаждения обрабатываемой поверхности с учетом принудительного охлаждения этой поверхности (на этапе охлаждения) в соответствии с решением одномерного дифференциального уравнения теплопроводности. Отличительной особенностью этой модели является учет не только интенсивности теплообмена Bi , но также безразмерной температуры охлаждающей среды Θ_c , которая в общем случае может быть переменной на интервале безразмерного времени охлаждения H_0 .

Полученную одномерную математическую модель сравнивали с аналогичной двумерной моделью, содержащей одно уравнение для участков нагрева и охлаждения, решением двумерного дифференциального уравнения теплопроводности. Это решение получено при граничных условиях третьего рода, однако с рядом допущений, позволяющим учесть неоднородные (разрывные) граничные условия реальной задачи [1].

Таким образом, одномерная математическая модель, содержащая уравнение (1), отличается только отсутствием координаты Z , в направлении которой со скоростью V движется тепловой источник.

Сравнительные исследования одно- и двумерной математической модели выполнялись при следующих исходных данных [1]:

$$a = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}; \lambda = 25,54 \text{ Вт}/\text{м}\cdot\text{°С}; \alpha = 36000 \text{ Вт}/\text{м}^2\cdot\text{°С}; V = 3 \text{ м}/\text{мин} = 0,05 \text{ м}/\text{с}; h_H = 1 \text{ мм}$$

$$(\text{полуширина контакта}); H_H = \frac{Vh_H}{2a} = 5; \quad Bi = \frac{\alpha h}{\lambda} = \frac{36000 \cdot 1 \cdot 10^{-3}}{25,54} = 1,41; \quad k = 1,54;$$

$$\beta = \frac{2a\alpha}{V\lambda} = \frac{2 \cdot 5 \cdot 10^{-6} \cdot 36000}{5 \cdot 10^{-2} \cdot 25,54} = 0,282 \quad \text{или} \quad \beta = \frac{Bi}{H_H} = \frac{1,41}{5} = 0,282. \text{ Безразмерную координату } X \text{ по}$$

глубине поверхностного слоя в уравнении (3) принимали равной 0; 1; 3 (рис. 1).

Видно, что температурные поля для одно- и двумерной модели аналогичны на участках нагрева и охлаждения. На участке нагрева ($+1 \geq Z/H_H \geq -1$) по мере увеличения X безразмерная температура Θ уменьшается. На участке установившегося охлаждения, в интервале $-4 \geq Z/H_H \geq -5$, наоборот, по мере увеличения X безразмерная температура Θ увеличивается. Однако по одномерному решению (прерывистые линии на рисунке 1) температура на участке охлаждения во всем исследуемом интервале X оказывается ниже (прерывистые линии расположены ниже уровня соответствующих сплошных линий). Учитывая, что при шлифовании наиболее опасными являются высокие температуры в интервале $-0,5 \geq Z/H_H \geq -1,5$ (задняя кромка источника), можно прийти к заключению о близком соответствии результатов расчета

температуры: в интервале аргумента $-0,5 \geq Z/H_H \geq -1,5$ различие в результатах расчета не превышает 4,5...10,6 %.

Известно, что для подавляющего количества схем шлифования интервал изменения критерия Пекле H_H составляет $20 \geq H_H \geq 4$ [3]. Причем, различие между одно- и двумерной моделями возрастает по мере приближения величины H_H к меньшему значению этого интервала, т.е. значению $H_H = 4$. Следовательно, сравнение двух решений при неблагоприятной ситуации ($H = H_H = 5$) методически оправдано, так как в интервале $H_H \geq 5$ различие в расчетах будет меньше указанного — 4,5...10,6 %.

Разработанная математическая модель температурного поля в составе уравнений (1) и (2) может применяться для изучения процесса шлифования и его технологической диагностики. В качестве примера рассмотрим безразмерное температурное поле при следующих данных: $H_H = 3,472$ и $\Theta_0 = \Theta_c = 0$, т.е. без учета начальной температуры заготовки и при нулевой температуре СОЖ, однако при эффективном ее охлаждающем воздействии $\alpha = 10^4$ Вт/(м²·°С). Безразмерную координату H_0 на соответствующем этапе охлаждения меняли в интервале, который в 5 раз превышал величину H_H , т.е. $0 \leq H_0 \leq 5H_H$ (рис. 2).

Видно, что при $X=3$ температура шлифования продолжает увеличиваться даже на этапе охлаждения без теплообмена (пунктирные линии), достигает максимального значения $\Theta_0(X, H_H, H_0) = 1,7$, а затем уменьшается. При наличии теплообмена (сплошные линии) температура глубинных слоев при $X=1$ и $X=3$ становится больше температуры поверхностного слоя ($X=0$).

Разработанные теоретические зависимости можно использовать в качестве математического обеспечения систем компьютерной диагностики процесса шлифования и адаптивного управления станками с ЧПУ по температурному критерию с целью оптимизации технологических систем алмазно-абразивной обработки, а также для оптимизации конструкций прерывистых шлифовальных кругов с принудительной подачей СОЖ по каналам этих кругов.

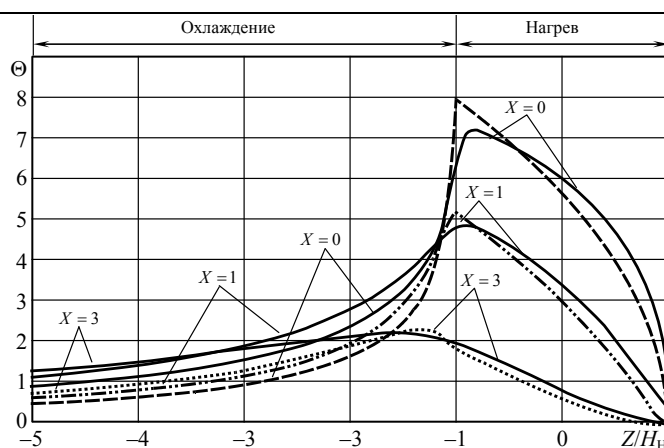


Рис. 1. Изменение температуры шлифования в двумерной системе координат подвижного источника (сплошные линии) и в одномерной системе координат неподвижного эквивалентного источника (прерывистые линии)

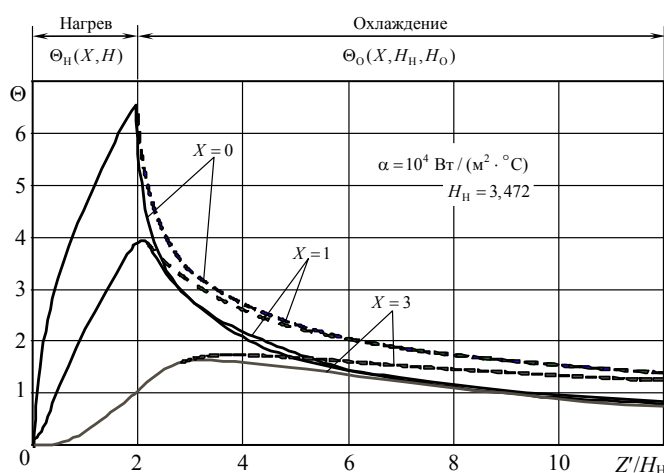


Рис. 2. Изменение температуры шлифования Θ в зависимости от отношения безразмерной координаты Z' к безразмерной полуширине источника H_H на этапах нагрева $2 \geq Z'/H_H \geq 0$ и охлаждения $Z'/H_H \geq 2$ на поверхности $X=0$ на различном расстоянии от поверхности $X=1$ и $X=3$, с учетом (сплошные линии) и без учета (прерывистые линии) принудительного охлаждения

Разработанная модель позволяет учесть не только коэффициент теплообмена α , который характеризуется комплексом $\frac{Bi}{H_H} = \beta$, но также учитывает температуру охлаждающей среды Θ_c . Появляется реальная возможность исследовать не только влияние разного по эффективности теплообмена $\frac{Bi}{H_H} = \beta$, но также определить влияние температуры охлаждающей среды Θ_c на температуру шлифования и ее распределение по глубине поверхностного слоя при разной эффективности теплообмена.

Дальнейшие исследования температурного поля при шлифовании проводились по размерному уравнению температуры на участке охлаждения в зависимости от времени охлаждения t_o (рис. 3). Для этого уравнение (1) умножали на коэффициент $K = \frac{2qa}{\pi\lambda V}$, т.е. расчет выполняли по уравнению

$$T_o = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \Theta_o(X, H_H, H_o). \quad (2)$$

Исследование уравнения (2) проводили в среде MathCAD при следующих исходных данных, характеризующих процесс шлифования: $q = 40 \cdot 10^6$ Вт/м²; $a = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $36000 \geq \alpha \geq 0$ Вт/(м²·°C); $\lambda = 40$ Вт/м·°C; $V = 2$ м/мин; $t_H = 0,1$ с и $0,1 \geq t_o \geq 0$ с. Размерную температуру охлаждающей среды принимали равной двум значениям 20 и 100 °C.

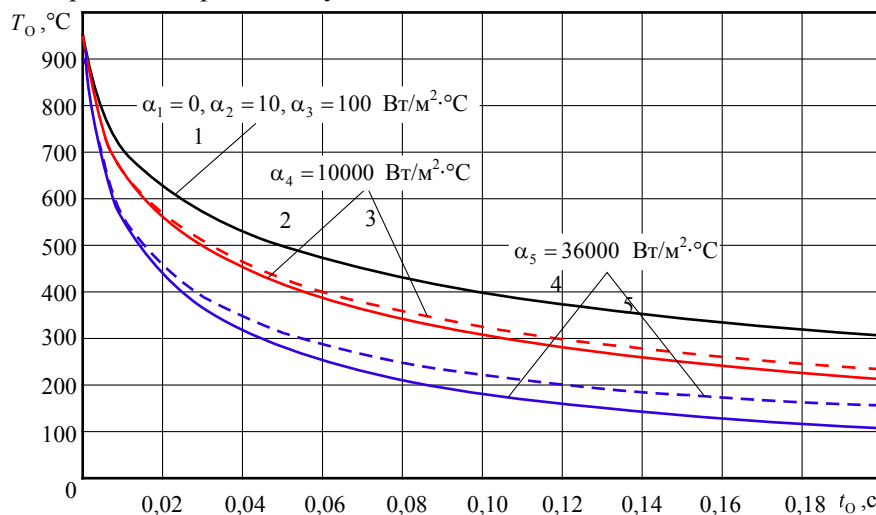


Рис. 3. Изменение температуры обработанной поверхности T_o , °C на участке охлаждения в зависимости от времени охлаждения t_o : 1 — $0 \leq \alpha \leq 100$ и $0 \leq T_c \leq 100$ °C; 2,3 — $T_c = 20$ °C и $T_c = 100$ °C при $\alpha_4 = 10000$ Вт/м²·°C; 4,5 — $T_c = 20$ °C и $T_c = 100$ °C при $\alpha_4 = 36000$ Вт/м²·°C

Видно, что при значениях коэффициента теплообмена $\alpha_1 = 0$ (отсутствие теплообмена), $\alpha_2 = 10$ (воздух) и $\alpha_3 = 100$ Вт/м²·°C (масло индустриальное) температура охлаждаемой поверхности не изменяется и соответствует отсутствию теплообмена ($\alpha_1 = 0$). При этом изменение температуры охлаждающей среды в интервале $0 \dots 100$ °C также не влияет на эту температуру (кривая 1 на рисунке 3).

При $\alpha_4 = 10000 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{°C}$ (водная СОЖ) температура поверхности уменьшается и на нее оказывает влияние приращение температуры охлаждающей среды T_c (кривые 2 и 3).

При $\alpha_5 = 36000 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{°C}$ (водная СОЖ при более высокой эффективности теплообмена) температура существенно уменьшается и приращение температуры охлаждающей среды T_c проявляется в большей степени (кривые 4 и 5): приращение температуры охлаждающей среды на 100 °C при $\alpha_5 = 36000 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{°C}$ приводит к увеличению приращения температуры шлифования (по сравнению со случаем $\alpha_4 = 10000 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{°C}$) более, чем в 2 раза.

Выводы:

— разработана более функциональная по сравнению с прототипом математическая модель температурного цикла шлифования, позволяющая исследовать безразмерное температурное поле на участках нагрева и охлаждения обрабатываемой поверхности с учетом влияния принудительного охлаждения обработанной поверхности на температуру шлифования;

— степень влияния принудительного охлаждения характеризуется безразмерной температурой охлаждающей среды Θ_c и безразмерным коэффициентом теплообмена β , равным отношению безразмерных параметров Vi и H_n ;

— выполнено сравнительное исследование одно- и двумерной математической модели безразмерного температурного поля при безразмерном времени нагрева $H = H_n = 5$, и установлено качественное и количественное их соответствие в интервале наиболее значимых для процесса шлифования температур, т.е. при $-0,5 \geq Z / H_n \geq -1,5$, и при установившемся процессе охлаждения, т.е. при $-4 \geq Z / H_n \geq -5$;

— установлено, что в интервале наиболее значимых температур, т.е. при $-0,5 \geq Z / H_n \geq -1,5$, различие в результатах расчета безразмерной температуры по уравнениям одно- и двумерной математической модели не превышает $4,5 \dots 10,6 \%$;

— сравнение двух моделей выполнено при неблагоприятной ситуации ($H = H_n = 5$), так как известно, что различие в результатах расчета температуры по уравнениям одно- и двумерной математической модели при прочих равных условиях увеличивается по мере уменьшения H_n в интервале $20 \geq H_n \geq 5$;

— по разработанной математической модели температурного поля выполнен анализ распределения безразмерной температуры по безразмерной глубине поверхностного слоя в зависимости от безразмерного времени, характеризуемого величиной H_n на участке нагрева $H_n \geq H \geq 0$ и охлаждения $5H_n \geq H_o \geq 0$, где H_n и H_o — безразмерное время нагрева и охлаждения;

— установлено влияние температуры охлаждающей среды на температуру шлифования и показано, что степень этого влияния увеличивается с ростом коэффициента теплообмена, например увеличение коэффициента теплообмена с 10000 до $36000 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{°C}$ (водная СОЖ) приводит к увеличению влияния одного и того же приращения температуры охлаждающей среды 100 °C более, чем в два раза;

— при коэффициенте теплообмена $100 \geq \alpha \geq 0$ (вакуум, воздух, масляные СОЖ) влияние температуры охлаждающей среды на температуру шлифования (при учете только охлаждающего действия) не существенно и им можно пренебречь;

— разработанная математическая модель температурного цикла шлифования может быть использована для оптимизации конструкции прерывистого шлифовального круга или при разработке систем технологической диагностики и адаптивного управления.

Литература

1. Сипайлов, В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. — М.: Машиностроение, 1978. — 167 с.

2. Лищенко, Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / Н.В. Лищенко // Пр. Одес. політехн. ун-та. — Одесса, 2011. — Вип. 2(36) . — С. 80 — 86.
3. Ларшин, В.П. Применение решений теплофизических задач к расчету температуры и глубины дефектного слоя при шлифовании / В.П. Ларшин, Е.Н. Ковальчук, А.В. Якимов // Совершенствование процессов абразивно-алмазной и упрочняющей обработки в машиностроении. Межвуз. сб. науч. тр. — Пермь: Изд. ППИ, 1986. — С. 9 — 16.

References

1. Sipaylov, V.A. Teplovye protsessy pri shlifovanii i upravlenie kachestvom poverkhnosti [Thermal processes in grinding and surface quality control] / V.A. Sipaylov. — Moscow, 1978. — 167 pp.
2. Lishchenko, N.V. Issledovanie vliyaniya smazochno-okhlazhdaushchey zhidkosti na temperaturu shlifovaniya [Investigation of metal-working coolant's influence on the grinding temperature] / N.V. Lishchenko // Pr. Odes. politekhn. un-tu [Transactions of the Odesa Polytech. Univ.]. —Odessa, 2011. — Issue 2(36). — pp. 80 — 86.
3. Larshin, V.P. Primenenie resheniy teplofizicheskikh zadach k raschetu temperatury i glubiny defektnogo sloya pri shlifovanii [Application of thermophysical problems solutions to calculating the temperature and defective layer depth in grinding] // Sovershenstvovanie protsessov abrazivno-almaznoy i uprochnyayushchey obrabotki v mashinostroenii. Mezhvuz. sb. nauch. tr. [Improvement of Abrasive-Diamond Machining and Strengthening Treatment in Machine Building. Interuniver. coll. sci. papers] / V.P. Larshin , E.N. Koval'chuk , A.V. Yakimov. — Perm', 1986. — pp. 9 — 16.

Рецензент д-р техн. наук, проф. Одес. нац. политехн. ун-та Усов А.В.

Поступила в редакцию 3 мая 2012 г.