УДК 621.923

И.А. РЯБЕНКОВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ШЛИФОВАНИЯ И ГЛУБИНЫ ЕЕ ПРОНИКНОВЕНИЯ В ПОВЕРХНОСТНЫЙ СЛОЙ ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛИ

Приведены уточненные и приближенные аналитические зависимости для расчета температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали и определены условия уменьшения указанных параметров

Обеспечение высококачественной обработки деталей машин является важнейшим условием создания конкурентноспособной машиностроительной продукции. В связи с этим важно знать технологические возможности процесса шлифования в плане уменьшения температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали, поскольку при шлифовании, как правило, окончательно формируются параметры качества обработки. Для этого необходимо расширить наши представления о физических закономерностях формирования тепловой напряженности процесса шлифования. В работах [1, 2] приведены важные результаты теоретических и экспериментальных исследований температуры шлифования. Используя их, аналитически опишем температуру шлифования и определим пути ее уменьшения. Целью работы является обоснование путей уменьшения температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали для обеспечения высококачественной обработки.

Проведем теоретический анализ температуры θ, возникающей в процессе микрорезания единичным зерном. Для этого рассмотрим расчетную схему (рис. 1), в которой снимаемый припуск условно представлен в виде множества бесконечно тонких адиабатических стержней, перерезаемых со скоростью $V_{рез}$. Для определения θ воспользуемся аналитической зависимостью [3]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \tag{1}$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м^2; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность материала, кг/м^3; z – относительная величина температуры (z =0…1), определяется из уравнения:

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{рез} = -\ln(1-z) - z, \tag{2}$$

$$V_{рез} = \frac{a}{\tau} = a \cdot \frac{V_{кр}}{h} = V_{кр} \cdot tg\beta, \tag{3}$$

$-$ коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; a $-$ толщина среза единичным зерном, м; $V_{кр}$ $-$ скорость круга, м/с; τ $-$ время перерезания адиабатического стержня, с; h $-$ длина зоны резания, охваченная плоскостью сдвига материала, м; β $-$ угол сдвига обрабатываемого материала.

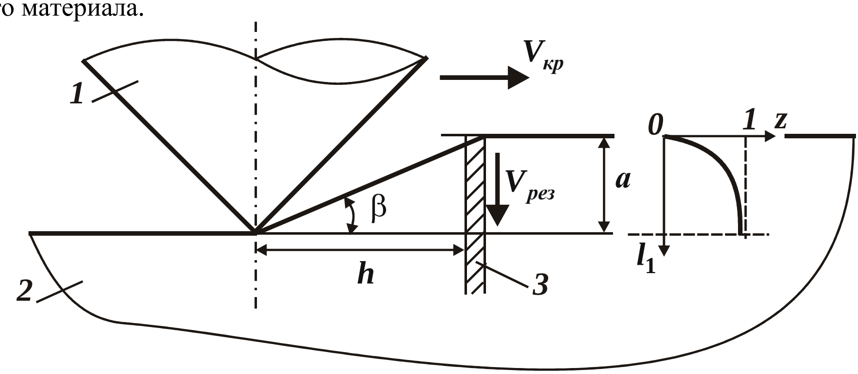

Рис. 1. Расчетная схема процесса микрорезания отдельным зерном: 1 $-$ режущее зерно; 2 $-$ обрабатываемый материала; 3 $-$ адиабатический стержень.

На рис. 1 графически показан характер изменения относительной величины температуры z в зависимости от пути перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$, где τ $-$ время действия теплового источника на фиксированный адиабатический стержень, с. Как видно, относительная величина температуры z изменяется в пределах от нуля до единицы. Следовательно, срезаемый слой материала толщиной a и образующаяся стружка будут нагреваться неравномерно. Чем больше толщина среза a, тем больше относительная величина температуры z. Соответственно больше доля тепла, уходящего в образующуюся стружку, и меньше доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь.

Как следует из зависимости (1), уменьшить температуру θ можно прежде всего за счет уменьшения условного напряжения резания σ. В свою очередь, уменьшение σ предполагает увеличение условного угла сдвига материала при резании β, т.к. они связаны обратно пропорциональной зависимостью [4]:

$$tg\beta = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma}, \tag{4}$$

где $\sigma_{сж}$ $-$ предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м^2.

Увеличение угла β, согласно зависимостям (2) и (3), ведет к увеличению безразмерной величины $\overline{l_1}$ и соответственно относительной величины температуры z. Следовательно, условное напряжение резания σ (которое входит в зависимость (1) как непосредственно, так и в виде функции z) неоднозначно влияет на температуру резания θ, определяемую зависимостью (1). В связи с этим произведем оценку влияния условного напряжения резания σ на температуру резания θ. Для этого подставим зависимость (4) в зависимость (2) и разрешим ее относительно σ:

$$\sigma = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{\sigma_{сж}}{\overline{l_1}} \cdot a \cdot V_{кр} . \qquad (5)$$

Как видно, с увеличением безразмерной величины $\overline{l_1}$ и соответственно относительной величины температуры z условное напряжение резания σ уменьшается. Полученную зависимость (5) подставим в зависимость (1):

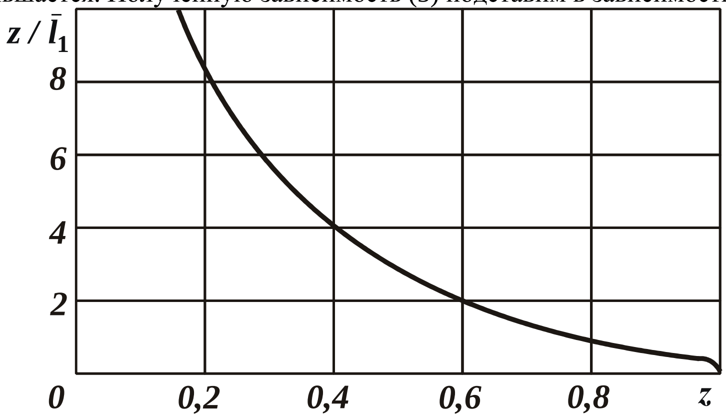

Рис. 2. Зависимость $z / \overline{l_1}$ от z.

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\lambda} \cdot \frac{z}{\overline{l_1}} \cdot a \cdot V_{кр} \quad . \qquad (6)$$

Зависимость $z / \overline{l_1}$ от z приведена на рис. 2. С увеличением относительной величины температуры z функция $z / \overline{l_1}$ и соответственно температура резания θ непрерывно уменьшаются. Однако, с увеличением $\overline{l_1}$ (или z), как следует из зависимости (5), уменьшается условное напряжение резания σ. Поэтому с уменьшением σ будет уменьшаться и температура резания θ. Следовательно, между температурой резания θ и условным напряжением резания σ существует вполне однозначная связь: чем меньше σ, тем меньше θ.

Зависимость (2) неявно выражена через относительную величину температуры z, что ограничивает возможности ее анализа. В связи с этим выразим относительную величину температуры z через параметры процесса микрорезания единичным зерном, для чего входящую в выражение $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ функцию $\ln(1-z) = \ln x$ (где $x < 1$) разложим в ряд:

$$\ln x = \frac{x-1}{1} - \frac{(x-1)^2}{2} + \frac{(x-1)^3}{3} - ... = -\left(\frac{z}{1} + \frac{z^2}{2} + \frac{z^3}{3} + ...\right), \text{ тогда} \qquad (7)$$

$$\bar{l}_1 = \frac{z^2}{2} + \frac{z^3}{3} + \frac{z^4}{4} + ... \qquad (8)$$

Поскольку $z < 1$, представим зависимость (8) в упрощенном виде:

$$\bar{l}_1 = \frac{z^2}{2} \ . \qquad (9)$$

Подставим зависимость (9) в (2) и полученное выражение разрешим относительно величины z с учетом $V_{рез} = V_{кр} \cdot tg\beta$:

$$z = \sqrt{2 \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{рез}} \ . \qquad (10)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость, в явном виде устанавливающая связь между относительной величиной температуры z и параметрами процесса микрорезания единичным зерном. Как видно, с увеличением толщины среза a и скорости $V_{рез}$ движения теплового источника вдоль адиабатического стержня величина z увеличивается. С учетом зависимости (10) может быть в явном виде выражена зависимость (1):

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot tg\beta} \ . \qquad (11)$$

Подставляя (4) в зависимость (11), окончательно имеем

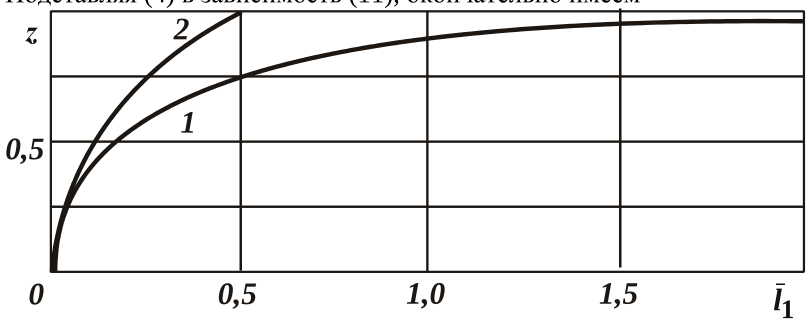

Рис. 3. Графики зависимостей $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ (1) и $\bar{l}_1 = z^2/2$ (2).

$$\theta = \sqrt{\frac{2a \cdot V_{кр} \cdot \sigma \cdot \sigma_{сж}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \ . \qquad (12)$$

Как видно, уменьшить температуру θ можно уменьшением условного напряжения резания σ, толщины среза a и $V_{кр}$. Причем, все три указанных параметра в одинаковой степени влияют на температуру θ. Необходимо отметить, что упрощенное решение (9) и полученные на его основе аналитические зависимости (10) и (12) справедливы для условия z <0,6, рис. 3.

Определим толщину слоя l_2 детали, в котором концентрируется выделяемое при обработке тепло [5], с учетом зависимости (8):

$$l_2 = a \cdot \frac{z}{\overline{l_1}} = \frac{a}{\left(\frac{z}{2} + \frac{z^2}{3} + \frac{z^3}{4} + \ldots\right)} . \qquad (13)$$

Как следует из зависимости (13), с увеличением относительной величины температуры z параметр l_2 уменьшается, что хорошо согласуется с графиком функции $z/\overline{l_1}$, показанной на рис. 2. Рассматривая безразмерную величину $\overline{l_1}$ в упрощенном виде (9) с учетом зависимости (13), параметр l_2 выразится:

$$l_2 = \frac{2 \cdot a}{z} . \qquad (14)$$

Подставим в (14) зависимость (10):

$$l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{a}{V_{кр} \cdot tg\beta}} , \qquad (15)$$

где $\tau = a / V_{рез}$ – время действия теплового источника на фиксированный адиабатический стержень, с.

Таким образом показано, что параметр l_2 вполне однозначно определяется временем τ, т.е. временем перерезания стержня. Чем меньше τ, тем меньше толщина слоя l_2 обрабатываемой детали, в котором концентрируется выделяемое при обработке тепло. Уменьшить время τ можно уменьшением толщины среза a и увеличением скорости круга $V_{кр}$.

Перейдем теперь к анализу процесса шлифования. В работе [3] установлено, что при шлифовании z определяется из уравнения, аналогичного (2):

$$\overline{l_1} = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{рез} = -\ln(1-z) - z , \qquad (16)$$

где $V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{t / 2R_{кр}}$; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; $R_{кр}$ – радиус шлифовального круга, м.

Раскладывая функцию $\ln(1-z)$ в ряд (7), уравнение (16) примет вид:

$$\overline{l_1} = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{рез} = \frac{z^2}{2} + \frac{z^3}{3} + \frac{z^4}{4} + \ldots \qquad (17)$$

Ограничиваясь первым слагаемым в разложении (17), т.е. рассматривая безразмерную величину $\overline{l_1}$ в упрощенном виде (9), величина z определится:

$$z = \sqrt{2 \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}} \ . \qquad (18)$$

Как видно, с увеличением глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ величина z увеличивается. С учетом зависимости (18) может быть в явном виде выражена температура шлифования θ, определяемая зависимостью (1):

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot t \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}} \ . \qquad (19)$$

Температура шлифования θ тем меньше, чем меньше σ и параметры режима шлифования t и $V_{дет}$. Определим параметр l_2, для чего воспользуемся приближенной зависимостью (15), в которой время τ представим в виде:

$$\tau = \frac{t}{V_{рез}} = \frac{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}{V_{дет}} . \qquad (20)$$

Окончательно параметр l_2 выразится:

$$l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}{V_{дет}}} \ . \qquad (21)$$

Согласно полученной зависимости (21), уменьшить параметр l_2 можно уменьшением глубины шлифования t и увеличением скорости детали $V_{дет}$.

Необходимо отметить, что приближенные зависимости (18), (19) и (21) позволяют с достаточной для практики точностью рассчитать параметры l_2, z и θ, поскольку приближенное решение (9) справедливо для условия z <0,6, которое, как нами установлено [5], реализуется для широкого диапазона изменения параметров режима шлифования t и $V_{дет}$.

Список литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с. 3. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. − С. 8-20. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 5. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х.: ХНТУСГ. – 2007. – Вип. 61. – С. 164-171.

Поступила в редколлегию 21.04.08