

## Условия реализации установившегося теплового процесса при механической обработке

*Предложен теоретический подход к определению оптимальной температуры при абразивной и лезвийной обработке.*

Вопросы обеспечения высококачественной обработки, исключаяющей прижоги, микротрещины и другие температурные дефекты, являются важными и актуальными для машиностроения. В нашей работе [1] приведена новая математическая модель определения температуры при шлифовании, основанная на учете баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. Теоретически показано, что с увеличением глубины шлифования  $t$  и скорости детали  $V_{дет}$  (удельной производительности обработки  $Q_{уд}$ ) температура  $\theta$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению, определяемому зависимостью (рис. 1,а):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (1)$$

где  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $c, \rho$  – соответственно удельная теплоемкость и плотность обрабатываемого материала.

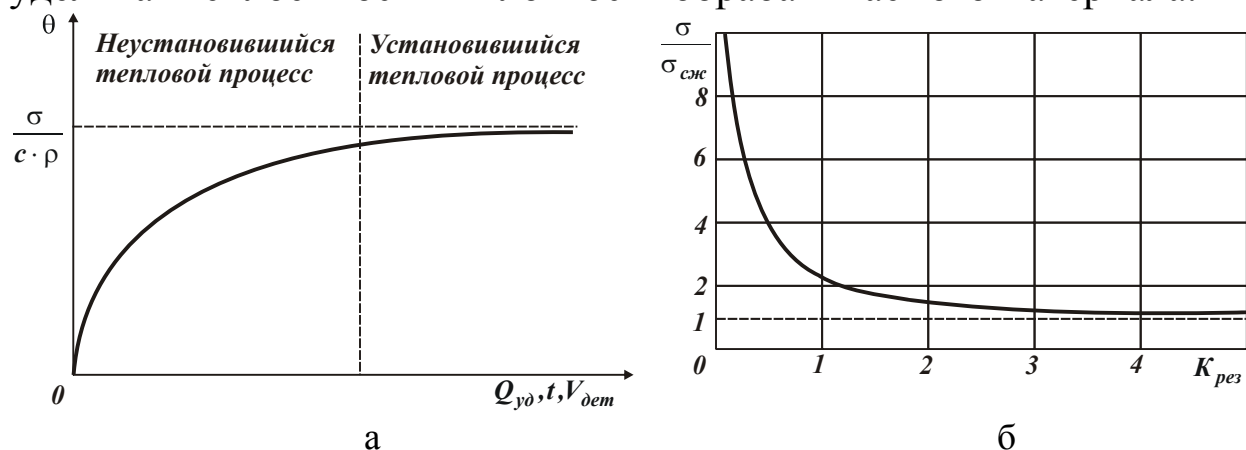


Рис. 1. Зависимость  $\theta$  от  $Q_{уд}$ ,  $t$  и  $V_{дет}$  (а) и зависимость  $\sigma / \sigma_{сж}$  от коэффициента резания  $K_{рез}$  (б).

Следовательно, при достижении определенной температуры она в дальнейшем остается неизменной с увеличением удельной произво-

длительности обработки  $Q_{yd}$ . Это открывает новые возможности интенсификации процесса шлифования в плане обеспечения высокого качества обработки (обусловленного исключением температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях) в условиях высокопроизводительного съема припуска. Из рис. 1,а также следует, что существует установившийся тепловой процесс при шлифовании, не зависящий от режимов шлифования, а определяемый лишь условным напряжением резания  $\sigma$  (поскольку  $c, \rho$  являются характеристиками обрабатываемого материала). Что же представляет собой  $\sigma$ ? В наших работах [2, 3] приведена аналитическая зависимость для определения  $\sigma$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right), \quad (2)$$

где  $\tau_{сдв} \approx 0,5\sigma_{сж}$  – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{рез} = P_z / P_y$  – коэффициент резания;  $P_z, P_y$  – тангенциальная и радиальная силы резания, Н.

Характер изменения  $\sigma$  от  $K_{рез}$  показан на рис. 1,б. Как видно, с увеличением  $K_{рез}$  условное напряжение резания  $\sigma$  непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к значению  $\sigma = 2\tau_{сдв}$ . Из этого вытекает, что при резании возникают большие напряжения, чем при обычном разрушении исследуемого образца путем его сжатия или растяжения на испытательной машине. И только при  $K_{рез} \rightarrow \infty$  (или  $P_y \rightarrow 0$ ) напряжения  $\sigma$  в двух случаях равны.

Как известно, при шлифовании  $K_{рез} < 1$ , а при лезвийной обработке (точении), как правило,  $K_{рез} \geq 1$ . Следовательно, уменьшить  $\sigma$  можно за счет перехода от абразивной к лезвийной обработке, увеличивая таким образом коэффициент резания  $K_{рез}$ . При лезвийной обработке (т.е. при  $K_{рез} \geq 1$ ) условное напряжение резания  $\sigma$  до 2,4 раза больше минимального значения  $\sigma = 2\tau_{сдв}$ , а при абразивной обработке (шлифовании) – до 4...10 раз. На основе вышесказанного можно заключить, что поскольку существует минимальное значение условного напряжения резания  $\sigma = 2\tau_{сдв}$ , то должно существовать и минимальное значение температуры установившегося теплового процесса при механической обработке, определяемой зависимостью

$$\theta = \frac{2\tau_{сдв}}{c \cdot \rho} \quad (3)$$

На основе зависимости (3) были рассчитаны значения температуры  $\theta$  для различных обрабатываемых материалов и установлено, что эти значения не превышает температуры плавления указанных материалов. Следовательно, существует возможность реализации при механической обработке данных материалов установившегося теплового процесса. Наиболее просто это достигается в условиях лезвийной обработки ( $K_{рез} \geq 1$ ). Установлено, что в данном случае температура  $\theta$  увеличится до 2,4 раза по сравнению с минимальным значением, т.е. примет значения 800...1200<sup>0</sup>С, что соизмеримо с температурой плавления рассматриваемых материалов.

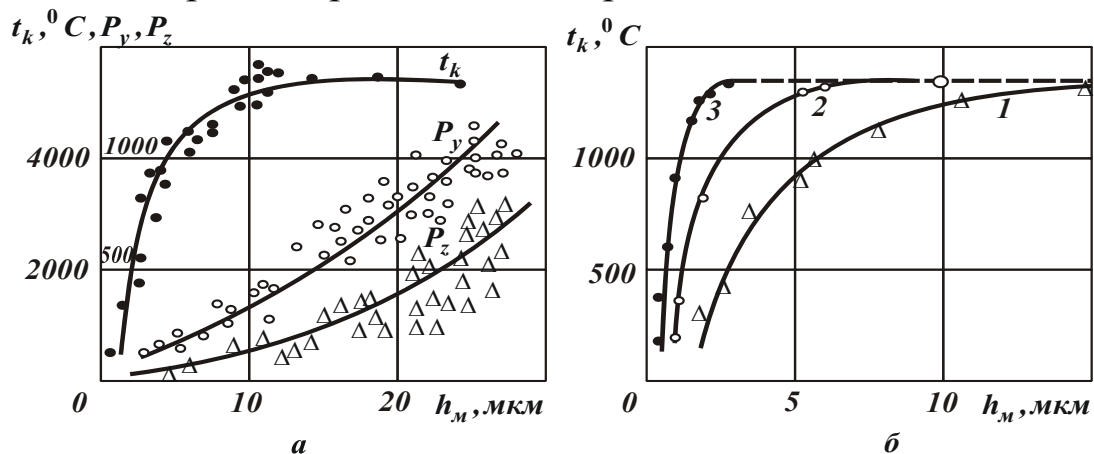


Рис. 2. Зависимости контактной температуры  $t_k$  и составляющих силы резания  $P_y$ ,  $P_z$  от глубины резания  $h_m$  при микрорезании конусом со скоростью 27,5 м/с: а – сырая сталь ШХ15; б – 1 – сталь ШХ15 (твердость 210 НВ) алмазом; 2 – закаленная сталь ШХ15 (твердость 775 НВ) алмазом; 3 – закаленная сталь ШХ15 (твердость 775 НВ) карбидом кремния.

При шлифовании температура  $\theta$ , как следует из рис. 1,а и зависимости (1), может превысить температуру плавления обрабатываемого материала. Однако это не означает, что в этом случае не будет реализован установившийся тепловой процесс, т.к. с увеличением температуры, как известно, уменьшается прочность обрабатываемого материала ( $\tau_{сдв}$  и  $\sigma_{сж}$ ). Согласно зависимости (3), это ведет к уменьшению температуры и она примет значение, равное температуре плавления обрабатываемого материала. Сделанный вывод хорошо согласуется с многочисленными экспериментальными данными, например, с результатами проф. Сагарды А.А. [4], полученными им при микрорезании единичными алмазными и абразивными зёрнами

стали ШХ15, рис. 2. Как видно, при условии  $K_{рез} < 1$  температура установившегося теплового процесса равна температуре плавления стали ШХ15 и не зависит от ее твердости, марки режущего зерна, скорости и глубины микрорезания, т.е. режимов обработки.

Температура  $\theta$ , рассчитанная по зависимости (3) для стали ШХ15 ( $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$  Дж/м<sup>3</sup>·град);  $\sigma_{сж} = 2 \cdot 10^9$  Н/м<sup>2</sup>) равна 400<sup>0</sup>С. Это в 3,75 раза меньше температуры плавления стали ШХ15 (1500<sup>0</sup>С). Следовательно, при микрорезании алмазным зерном (при  $K_{рез} = 0,5$ ) установившийся тепловой процесс может быть реализован лишь при температуре  $\theta$ , равной температуре плавления стали ШХ15. Этим собственно и объясняются приведенные на рис. 2 экспериментальные данные. Таким образом, для того чтобы уменьшить температуру установившегося теплового процесса при шлифовании необходимо увеличить коэффициент резания (коэффициент шлифования  $K_{ш}$ ) до значения, близкого к единице, что может быть реализовано при шлифовании. В этом случае температура  $\theta$  по сравнению с минимально возможным значением 400<sup>0</sup>С, установленным по зависимости (3), увеличится всего в 2,4 раза и примет значение 960<sup>0</sup>С, что ниже температуры плавления рассматриваемой стали ШХ15.

На основе сказанного, можно заключить, что в работе предложен новый теоретический подход к оценке возможностей уменьшения температуры при шлифовании и реализации установившегося теплового процесса, обеспечивающего наибольшую производительность при заданной температуре обработки.

---

1. 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.

2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. ”Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

4. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с.