

УДК 621.81.004.1

А. В. Тотай, д-р техн. наук, проф., **Е. С. Зяблова**, ст. преп., **Я. И. Лексина**, асп.
Брянский государственный технический университет, Россия
Тел. +7 910 743 51 85; E-mail: totai_av@mail.ru

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ НАКЛЕПАННОГО СЛОЯ ПОСЛЕ ОБРАБОТКИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

В статье представлена задача теоретического определения физико-механических свойств поверхностей трения в зависимости от условий их механической обработки. Делается попытка комплексного учета силового, температурного и скоростного факторов на степень и глубину упрочнения поверхностного слоя деталей машин при алмазном точении. Для определения картины напряженного состояния в поверхностном слое под действием сил резанья в работе используется метод конечных элементов (МКЭ).

Ключевые слова: износ, алмазный инструмент, температура, наклеп, скорость резанья.

A. V. Totai, H. S. Zyablova, Y. I. Leksina

THE ORETICAL DETERMINATION OF PARAMETERS OF COLD-WORKED LAYER AFTER THE MACHINING OF DIFFICULT TO MACHINE MATERIALS

The article presents the problem of theoretical determination of physical and mechanical properties of friction surfaces depending on the conditions of their machining. In this paper, an attempt is made to take into account the complex force, temperature and velocity factors on the degree and depth of hardening of the surface layer of machine parts in diamond turning. The finite element method (FEM) is used to determine the stress state picture in the surface layer under the influence of cutting forces.

Keywords: wear, diamond tool, temperature, cold-hardening, cutting speed.

1. Введение. В настоящее время основные теории трения и изнашивания при количественном прогнозе линейного или весового износа используют в математических зависимостях различные физико-механические характеристики контактирующих материалов. Но большинство этих характеристик (твердость, предел текучести, прочности и т. д.), относящихся к тонким приповерхностным слоям глубиной от десятков до сотен микрометров, далеки от табличных значений. Это, как известно, связано с действием силовых и температурных факторов в процессе механической обработки поверхностей деталей машин.

Ряд исследований убедительно доказали определяющее влияние сформировавшихся в процессе обработки физико-механических свойств поверхностей деталей машин на их сопротивление износу. В этой связи актуальной представляется задача теоретического определения физико-механических свойств поверхностей трения в зависимости от технологии обработки. Существующие зависимости по определению степени упрочнения [1] не учитывают два важнейших момента, влияющих на ход пластической деформации приповерхностного слоя: температурный фактор и скорость деформации.

В данной работе делается попытка комплексного учета силового, температурного и скоростного факторов на степень и глубину упрочнения поверхностного слоя деталей машин при алмазном точении.

2. Основное содержание и результаты работы. Для решения поставленной задачи прежде всего необходимо иметь картину напряженного состояния в поверхностном слое под действием сил резанья, которая определялась с помощью МКЭ [2].

В качестве действующих сил в плоскости поперечного сечения цилиндрической детали приняты радиальная P_y и тангенциальная P_z составляющие силы резания. Составляющая P_z действует распределенно через площадку t , соответствующую глубине резания, а составляющая P_y – через площадку h_a , соответствующую величине износа по задней грани инструмента.

Основное соотношение МКЭ имеет вид:

$$\{F\} = [K]\{U\}, \tag{1}$$

где $\{F\}$ -вектор узловых сил, $[K]$ -матрица жесткости, $\{U\}$ -вектор перемещений.

Перемещения любой точки внутри элемента зададим в виде полиномов:

$$\begin{cases} U = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y \\ V = \alpha_4 + \alpha_5 x + \alpha_6 y \end{cases} \tag{2}$$

Перемещения всего элемента имеют шесть компонентов:

$$\{\delta\}^e = \begin{Bmatrix} \delta_i \\ \delta_j \\ \delta_k \end{Bmatrix} \tag{3}$$

Имея в виду, что работа, совершаемая узловыми силами, равна сумме компонент каждой силы на соответствующее перемещение и учтя работу внутренних напряжений, запишем:

$$\{F\}^e = \left(\int [B]^T [D] [B] dv \right) \{\delta\}^e - \int [N]^T \cdot \tag{4}$$

где $[N]$ – функции нормы, $[B]$ и $[D]$ – матрицы.

$$[B] = \frac{\{\epsilon\}}{\{\delta\}^e} \tag{5}$$

$$[D] = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \tag{6}$$

где E – модуль упругости обрабатываемого материала, ν – коэффициент Пуансона.

Напряжения в любой точке находятся:

$$\{\sigma\} = [D][B]\{\delta\}^e \tag{7}$$

где $[D][B]$ - матрица напряжения элемента.

Проведенные расчеты для стальных и чугуновых материалов (по E и ν) и различных сочетаний составляющих силы резания P_z и P_y дали возможность описать закон распределения напряжений по глубине слоя экспоненциальной зависимостью типа

$$\sigma = \sigma_n \cdot e^{-m \cdot h}, \tag{8}$$

где σ - значение напряжения на глубине h от поверхности; σ_n - поверхностное напряже-

ние под действием радиальной составляющей силы резанья; m - коэффициент, зависящий от рода материала и метода обработки.

Значения P_y и P_z определялись по известным зависимостям [4].

Напряжение на поверхности детали при лезвийной обработке можно определить из соотношения

$$\sigma_n = \frac{P_y}{F}, \quad (9)$$

где F – площадь площадки износа инструмента в месте его контакта с обработанной поверхностью. При точении величина F равна [9]:

$$F = \frac{h_z^2 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \gamma}{2 \cos(\alpha + \gamma)}, \quad (10)$$

где h_z – износ резца по задней поверхности; α и γ – задний и передний угол резца.

Из теории пластических деформаций известно [2], что предел текучести материалов в значительной степени зависит от температуры в зоне деформации. Так, для сталей в интервале температур от 0 до температуры плавления связь между температурой и пределом текучести выражается зависимостью:

$$\sigma_T^i = \sigma_T \cdot e^{-n\theta}, \quad (11)$$

где σ_T^i – предел текучести материала с учетом повышенной температуры деформации; σ_T – табличное значение предела текучести; θ – температура деформируемого объема материала; n – коэффициент, зависящий от материала детали.

При расчете σ_T^i по формуле (11) в интервале температур от 300 до 350 °С (область температур тепловой хрупкости стали) результат расчета следует увеличить в 1,15 раза.

Температуру в зоне деформации для условий тонкого или чистового точения в толщине слоя, измеряемого несколькими десятками долями миллиметра можно без особого риска считать постоянной величиной и для условий алмазной обработки определить [8]:

$$\theta = C_\theta t^{x_\theta} S^{y_\theta} V^{z_\theta}, \quad (12)$$

где t – глубина резания, мм; S – подача, мм/об.; V – скорость резания, м/мин.; C_θ , x_θ , y_θ , z_θ – коэффициенты, зависящие от материала детали и термообработки. Например, для стали ХВГ (HRC 60-62) $C_\theta = 490$, $x_\theta = 0,09$, $y_\theta = 0,12$, $z_\theta = 0,2$.

Таким образом, учтя температуру, мы более адекватно оцениваем характеристики упрочняемого слоя, но тем не менее будем еще далеки от реальной картины деформации, так как существенное влияние на предел текучести оказывает скорость деформации. Особую важность учет этого фактора приобретает именно при алмазных методах обработки, отличающихся значительно большими скоростями резания, чем твердосплавными или минералокерамическим инструментом (иногда на порядок). При изотермическом процессе деформирования повышение скорости деформации приво-

дит к повышению напряжения текучести металла [2]. Теоретическая зависимость, выражающая физическую сущность данного явления, имеет вид:

$$\sigma_{T_i} = \sigma_{T_0} \left(\frac{\dot{\epsilon}_i}{\dot{\epsilon}_0} \right)^a, \tag{13}$$

где σ_{T_i} и σ_{T_0} – напряжение текучести, соответствующее скорости деформации $\dot{\epsilon}_i$ и $\dot{\epsilon}_0$; a – константа.

Обозначив $\left(\frac{\dot{\epsilon}_i}{\dot{\epsilon}_0} \right)^a$ через ψ и введя этот коэффициент в выражение (11), получим значение напряжения текучести с учетом температуры и скорости деформации:

$$\sigma_T' = \psi \sigma_T e^{-n\theta} \tag{14}$$

По данным П.М.Кука [5], коэффициент ψ в зависимости от скорости и температуры деформации может принимать значение от 1,05 до 3,4 (табл.1).

Таблица 1. Значения коэффициента ψ

$\left(\frac{\dot{\epsilon}_i}{\dot{\epsilon}_0} \right)$	$\theta_{\text{деф/пл}} < 0,3$	$\theta_{\text{деф/пл}} = 0,3-0,4$	$\theta_{\text{деф/пл}} = 0,6-0,7$	$\theta_{\text{деф/пл}} > 0,7$
10	1,05-1,1	1,1-1,15	1,15-1,3	1,3-1,5
100	1,1-1,22	1,22-1,32	1,32-1,7	1,7-2,25
1000	1,16-1,34	1,34-1,52	1,52-2,2	2,2-3,4

Здесь $\theta_{\text{деф/пл}}$ - отношение температуры деформации к температуре плавления обрабатываемого материала.

Теория и практика механической обработки доказала, что твердость деформированного материала пропорциональна среднему напряжению, действовавшему в процессе деформации. Очевидно, что после обработки $HВ'$ поверхностного слоя будет относиться к $HВ$ объемному как «мгновенное» значение предела текучести σ_T' к значению σ_T при малых скоростях деформации и температуре, близкой к 0. Т.е.

$$\frac{HВ'}{HВ} = \frac{\sigma_T'}{\sigma_T} \tag{15}$$

Обозначив соотношение (15) через K и учтя зависимость (14), получим

$$K = \frac{\psi}{e^{n\theta}} \tag{16}$$

или

$$HВ' = \psi HВ e^{-n\theta}. \tag{17}$$

Глубину наклепа поверхностного слоя с учетом температуры и скорости деформации определяем из условия равенства правой части зависимости (8) величине σ_T' :

$$\sigma_T' = \sigma_n \cdot e^{-mh}, \quad (18)$$

Решая последнее выражение относительно h , получим:

$$h = m^{-1}(\ln \sigma_n - \ln \sigma_T') \quad (19)$$

Градиент степени наклепа G_H будет определяться

$$G_H = \frac{HB' - HB}{h} \quad (20)$$

или, с учетом зависимости (17) и (19), получим

$$G_H = \frac{mHB(\psi e^{-n\theta} - 1)}{\ln \sigma_n - \ln \sigma_T'} \quad (20)$$

Анализ соотношения (16) для условий чистового и тонкого точения резцами из композитов 01 и 10 со скоростями резания свыше 300 м/мин. Позволят получить аналитически критическую температуру приповерхностного слоя, свыше которой начинается разупрочнение поверхностного слоя ($K < I$). По уравнению (12) рассчитывают режимы операционной технологии для обеспечения более износостойких поверхностных слоев деталей машин.

3. Вывод. Экспериментальная проверка разработанной теории показала возможность значительного уменьшения погрешностей расчета величины износа при пластическом контакте [7,8]. Так, без учета реальной твердости приповерхностного слоя эта погрешность составляет 60-80 % от экспериментальной, с учетом – 20-35%.

ЛИТЕРАТУРА

1. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов // – М.: Машиностроение, 1987. – 206 с.
2. Теория пластических деформаций металлов / Под ред. Е. П. Унсова, А. Г. Овчинникова – М.: Машиностроение, 1983. – 597с.
3. Тотай, А. В. Технологическое обеспечение физических и эксплуатационных свойств поверхностного слоя деталей машин / А. В. Тотай // Трение и износ. – 1997. – Т. 18. – №3. – С. 385-395.
4. Абразивная и алмазная обработка металлов: Справочник. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
5. Тотай, А. В. Экзоэлектронная эмиссия как комплексный критерий физико-химического состояния поверхностей деталей машин при различных методах обработки / А. В. Тотай // Научные технологии в машиностроении. – 2015. – №5. – С.17-23.
6. Полетика, М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М. Ф. Полетика. – М.:Машиностроение,1969. – 150 с.
7. Тотай, А. В. Инженерия поверхностей деталей машин с позиции их сопротивления усталости / А. В. Тотай // Вестник БГТУ. – 2007. – №3. – С. 4-8.
8. Тотай, А. В. Технологическое обеспечение физико-химических свойств поверхностного слоя деталей машин / А. В. Тотай // Научные технологии в машиностроении. – 2012. – №9. – С. 8-11.

Поступила в редколлегию 03.03.2018 г