Вестник научно-технического развития Bulletin of Science and Technical Development

Номер 3 (139), март 2019 г.

DOI: 10.18411/vntr2019-139

Издается с 2007 года

Издание зарегистрировано в Министерстве РФ по делам печати,
телерадиовещания и средств массовых коммуникаций.

Свидетельство о регистрации Эл. № ФС77-29768.

ISSN 2070-6847

*Журнал выпускается под научным руководством Федерального государственного
бюджетного учреждения науки Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН*

ОГЛАВЛЕНИЕ № 3 (139), 2019

Владимир Борисович Богуцкий. Моделирование износа абразивного инструмента.....стр. 3 – 11

Артем Игоревич Ермолаев, Владимир Иванович Ерофеев, Александр Сергеевич Плехов. Анализ вибраций, возникающих в процессе фрезерования..... стр. 12 – 23

Лидия Ивановна Куксенова, Сергей Андреевич Поляков, Мария Сергеевна Алексеева, Сергей Владимирович Рубцов. Повышение ресурса работы зубчатых передач на основе выбора технологий упрочнения рабочих поверхностей зубьев.....стр. 24 – 36

Елена Николаевна Федосеева. Формирование полимерной сетки в кислом гудроне.....стр. 37 – 45

*Издание зарегистрировано в Министерстве РФ по делам печати,
телерадиовещания и средств массовых коммуникаций.
Свидетельство о регистрации Эл. № ФС77-29768.*

ISSN 2070-6847

УДК 621.923

МОДЕЛИРОВАНИЕ ИЗНОСА АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА

© Владимир Борисович Богуцкий

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Севастопольский государственный университет», г. Севастополь, Россия

bogutskivb@yandex.ru

Аннотация. В статье на основе анализа зоны контакта шлифовального круга с заготовкой предложена модель процесса круглого наружного шлифования, позволяющая производить расчет оптимальных циклов и параметров его коррекции. Приведены результаты расчетов длины пути резания и износа наиболее выступающих абразивных зерен от скорости заготовки и фактической глубины резания.

Ключевые слова: шлифование, абразивное зерно, износ шлифовального круга, модель износа, расчет оптимальных циклов.

MODELING OF WEAR OF THE ABRASIVE TOOL

© V.B. Bogutsky

Sevastopol State University, Sevastopol, Russia

bogutskivb@yandex.ru

Abstract. In the article, based on the analysis of the contact zone of the grinding wheel with the workpiece, is proposed a model of the process of circular external grinding, which allows calculating the optimal cycles and parameters of its correction. Presented the results of calculations of the length path of the cutting and wear of the most protruding abrasive grains from the workpiece speed and the actual cutting depth.

Keywords: grinding, abrasive grain, wear of grinding wheel, wear model, calculation of optimal cycles.

Введение. Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования процесса шлифования позволяют сделать заключение, что производительность зависит от активности протекания процессов микрорезания абразивными зёрнами. [1-6]. На процессы формирования поверхностей при шлифовании оказывают влияние все параметры характеристики абразивного инструмента: материал зёрна, зернистость, материал связки, твердость, структура круга. Особое внимание уделяется рабочей поверхности инструмента, которая непосредственно контактирует с заготовкой и в значительной степени определяет основные закономерности процесса обработки [1, 2, 5-11].

1. Изложение основного материала. Как показано в [3, 5, 10-15] в процессе шлифования на абразивных зернах появляются площадки износа, за счет разрушения изменяется число абразивных зерен на единице поверхности, их распределение по глубине инструмента. Все это приводит к увеличению сил резания, температуры шлифования, вибраций в технической системе. При достижении критического износа зерен процесс шлифования становится неэффективным, требуется правка круга. Все это обосновывает необходимость разработки модели процесса, позволяющей производить расчет оптимальных циклов и параметров его коррекции. В качестве исходной модели износа абразивного инструмента примем модель, предложенную в работах [16, 17]. Согласно схемы зоны контакта заготовки с инструментом (рис. 1) приращение износа вершины абразивного зерна $h_{\Delta u}$, расположенного на расстоянии u от условной наружной поверхности абразивного инструмента, при i -м контакте инструмента с материалом за время $d\tau$ можно вычислить по зависимости

$$dh_{\Delta u} = h_0 \cdot P(\overline{M}) \cdot V_k \cdot d\tau, \quad (1)$$

где h_0 – величина относительного износа материала зерна; $P(\overline{M})$ – вероятность неудаления материала (численно равна вероятности контакта вершины зерна с материалом заготовки в зоне контакта P_k); V_k – окружная скорость круга;

Рис. 1. Схема зоны контакта заготовки с инструментом в момент времени τ .

При установившемся процессе круглого шлифования $P(\overline{M})$ вычисляется по зависимости [18]:

$$P(\overline{M}) = \exp\left(-\frac{\pi K_c n_g (V_k \pm V_u) \sqrt{2\rho_g}}{V_u H_u^{1.5}}\right) \times \left[0.4\sqrt{D_e} \times \sum (t_f - y_i - i \cdot \Delta r)^{1.5} + \frac{3}{8}(t_f - y_i - i \cdot \Delta r)^2 \times \left(z - \frac{2z^3}{3L^2} + \frac{z^5}{3L^4} + \frac{8}{15}L_y\right)\right] \quad (2)$$

где K_c – коэффициент стружкообразования (согласно [4] $K_c = 0.3t_f^{-0.56}V_k^{0.08}$); n_g – число зерен на поверхности инструмента после правки; ρ_g – радиус скругления вершины абразивного

зерна; V_u – окружная скорость обрабатываемой детали; H_u – глубина слоя рабочей поверхности шлифовального круга, в пределах которого определяется n_g ; D_e – эквивалентный диаметр, t_f – фактическая глубина резания; y_i – расстояние от поверхности, ограничивающей слой исходной шероховатости со стороны среды, до уровня заготовки, с которым пересекается вершина зерна в момент времени τ (см. рис. 1), Δr – радиальный съем материала при единичном контакте обрабатываемой поверхности детали с шлифовальным кругом; z – расстояние от основной плоскости до вершины зерна по координате z ; L_y – расстояние от основной плоскости до точки пересечения с уровнем y условной наружной поверхности круга.

2. Результаты расчетов. На рис. 2. приводятся расчетные значения длины пути резания l_g абразивными зернами, лежащими на различной глубине рабочего слоя абразивного инструмента при трех значениях t_f для случая шлифования закаленных образцов ($K_c=0.9$) кругами зернистостью F60 ($n_g=5,2 \text{ 1/мм}^2$; $\rho_g=0,021 \text{ мм}$). Диаметр круга при расчетах принят равным 250 мм, диаметр заготовки 55 мм. Данные получены интегрированием в программе Maple 17 уравнения (1). При всех значениях наибольшая длина пути резания соответствует зернам, вершины которых лежат на условной рабочей поверхности инструмента ($u=0$), для абразивных зерен, лежащих в глубине рабочего слоя, длина пути резания быстро уменьшается и при $u \approx 0.75t_f$ асимптотически приближается к нулю. Зависимости износа вершины абразивного зерна аналогичны зависимостям длины пути резания и отличаются от них только масштабным фактором.

Рис. 2. Расчетные значения длины пути резания l_g абразивными зернами, лежащими на различной глубине рабочего слоя абразивного инструмента.

Анализ формы кривых показывает, что аналитически они могут быть аппроксимированы степенной зависимостью вида

$$h_{\Delta u} = h_0 \left(1 - \frac{u}{t_f} \right)^\beta \quad (3)$$

где β – коэффициент, определяемый аналитически.

Для рассматриваемого примера получена зависимость

$$h_{\Delta u} = h_0 \left(1 - \frac{u}{t_f} \right)^2 \quad (4)$$

Сопоставление расчетных значений, полученных по точной зависимости (1) и по приближенной зависимости (3) показывает, что при значениях 0,75 они отличаются не более, чем на 5% величины износа наиболее выступающих зерен. При включении в математическую модель износа зависимости (4) становится возможным для кругов, работающих в режиме затупления, вести расчет только для наиболее выступающих зерен и по ним судить о износе всех зерен, лежащих в рабочем слое инструмента.

Для таких зерен зависимость от z из геометрических расчетов имеет вид $y_j = t_f - \frac{z^2}{D_e}$ (5), Δr

определяется из уравнения $\Delta r = \frac{t_f^2}{1,478t_f + \frac{13,66V_k}{K_c(V_k \pm V_u)n_g\sqrt{D_e\rho_g}}}$ (6) а расстояние $z = -L_y$ при

прохождении вершиной зерна участка зоны контакта ниже основной плоскости и $z = L_y$ при прохождении вершиной участка выше основной плоскости.

Уравнение (2) для наиболее выступающих зерен примет вид:

$$P_k = \begin{cases} \exp\left(-0,4G\sqrt{D_e}\sum_{i=2}^n\left(\frac{z^2}{D_e}-i\Delta r\right)^{1,5}\right), & \text{где } z < 0 \text{ и } \frac{z^2}{D_e}-\Delta r > 0, \\ 0, & \text{при } z \leq 0 \text{ и } \frac{z^2}{D_e}-\Delta r \leq 0, \\ \exp\left(-0,4G\left(\sqrt{D_e}\sum_{i=2}^n\left(\frac{z^2}{D_e}-i\Delta r\right)^{1,5}+\left(\frac{z^2}{D_e}-\Delta r\right)z\right)\right), & \text{при } z > 0 \end{cases} \quad (7)$$

$$\text{где } G = \frac{\pi K_c n_g (V_k \pm V_u) \sqrt{2\rho_g}}{V_u H_u^{1,5}}.$$

Для вычисления износа наиболее выступающих зерен по уравнениям (1) и (7) необходимо привести их к единой переменной. Из геометрической схемы (см. рис.1) следует, что

$$dz = V_k \cdot d\tau \cdot \cos\alpha. \quad (8)$$

где α – угол между вектором скорости резания и осью z . Учитывая, что угол α для круглого наружного шлифования не превышает, $\cos\alpha \geq 0,999$, можно принять

$$dz = V_k \cdot d\tau. \quad (9)$$

Износ вершины зерна при одном k - m контакте с изделием рассчитывается интегрированием уравнения (1) (см. зависимость (10)), а за время τ – по уравнению (11)

$$h_{\Delta u} = h_0 \int_{-L}^L P(\overline{M}) dz. \quad (10)$$

$$h_g(\tau) = h_{\Delta u} \cdot v_k \cdot \tau. \quad (11)$$

где L – расстояние от пересечения вершины зерна с уровнем $y=0$; v_k – угловая частота вращения круга.

На рис. 3 приведены расчетные зависимости износа наиболее выступающих абразивных зерен от скорости заготовки и фактической глубины резания при шлифовании закаленной стали $\varnothing 55$ мм кругом 1 250×32×127 24AF60LV, при $V_k=33$ м/с; $V_u=0,3$ м/с, $K_c=0,9$; $\rho_g=0,021$ мм; $n_g=5,2 \times 10^5$ 1/м².

Рис. 3. Зависимость износа наиболее выступающих зерен от скорости детали и фактической глубины резания.

Износ зерна при постоянстве практически не зависит от скорости изделия. Таким образом уравнения износа носят функциональный характер и позволяют рассчитать его для различных режимов шлифования.

3. Прогнозирование состояния поверхности шлифовального круга. Для прогнозирования параметров состояния рабочей поверхности абразивного шлифовального круга разработан алгоритм (реализован на персональном компьютере), включающий следующие основные этапы:

1. Ввод данных, отражающих исходное состояние технологической системы (режимы обработки, значения параметров инструмента при $\tau=0$, значения относительного износа, жесткость технологической системы, шаг вычислений по r и r_{max}).
2. Определение режима работы инструмента: работа в режиме затупления, самозатачивания, частичного самозатачивания. Режим работы инструмента определяется сравнением величины силы резания, допускаемой технологической системой с прочностью закрепления зерен в круге и прочностью их кромок [4, 12].
3. Расчет фактической глубины резания для первого шага ($\tau=h_\tau$) – выполняется решением уравнения баланса перемещений в технологической системе [4, 18].

$$\Delta A_{sj} = \Delta t_{fj} + \Delta R_j + \Delta r_{j-1} + \sum_{k=1}^n \Delta y_{yjk} + \sum_{k=1}^m \Delta y_{qjk} \quad (12)$$

где ΔA_{sj} , Δy_{yjk} , Δy_{qjk} , – изменения межцентрового расстояния вследствие наличия подачи, упругих и температурных деформаций за время от совмещения радиус-вектора рассматриваемого участка поверхности заготовки с плоскостью, проходящей через центра вращения круга и детали при $j-1$ -м и j -м контактах; ΔR и Δr_{j-1} – радиальный износ круга и радиальный сьем материала в ранее принятые интервалы времени; Δt_{ff} – изменение глубины микрорезания при j – м контакте; $\sum_{k=1}^n \Delta y_{yjk}$ и $\sum_{k=1}^m \Delta y_{qjk}$ – суммарные приращения упругой и температурной деформаций элементов технологической системы.

4. Расчет величины износа вершин режущих кромок наиболее выступающих зерен. Согласно [4] профиль вершины изношенного зерна в плоскости перпендикулярной вектору скорости резания, однозначно определяется глубиной микрорезания и износом вершины абразивного зерна

$$b_g(\tau) = C_b h_\tau^m \left(\frac{t_f - u}{t_f - u - h_g} \right)^m \quad (13)$$

где h_τ – расстояние от вершины изношенного зерна до рассматриваемого уровня.

5. Расчет параметров формы зерен и их распределения по поверхности при моделировании плотности вероятности β -распределением – уравнения (14) и (15).

$$C_g(\tau) = C_b \left(\frac{t_f - u}{t_f - u - h_g} \right)^m \quad (14)$$

$$\beta_{m,n}(x) = \frac{1}{B(m,n)} [u - h_g(u)]^{m-1} \times [1 - u - h_g(u)]^{n-1} \times \frac{d(u - h_g(u))}{du} \quad (15)$$

где $B(m,n)$ – значение бета - функции; m и n – параметры β – распределения.

6. Расчет параметров формы инструмента (текущего радиус-вектора круга $R_0(\gamma, t)$). При расчете рассматривается его наиболее характерное сечение. Принято, что изменение отклонений формы круга в остальных сечениях будет происходить также как и в рассматриваемом, а преобладающая гармоника вносит в отклонения формы круга

наибольшее влияние (в работах [14, 17] экспериментально подтверждено, что случайными отклонениями формы круга можно пренебречь). При этих условиях уравнение для расчёта $R_0(\gamma, t)$ будет иметь вид

$$R(\gamma, t) = R_0 + A_l \cos l\gamma - \int_0^t \bar{S}(\tau) d\tau - \int_0^t A_s l(\tau) \cos(l\gamma + \psi l) d\tau. \quad (16)$$

где R_0 – начальный радиус-вектор круга; $\bar{S}(\tau)$ – средняя скорость радиального износа круга в момент времени τ ; A_l, A_s – амплитуды преобладающих гармоник исходного профиля круга и скорости его износа; ψl – фаза i -й гармоники износа (принимается равной фазе колебательной составляющей радиальной силы резания по отношению к исходной волнистости поверхности круга и определяется по зависимости (17) полученной в работе [17])

$$\operatorname{tg} \psi_l = \frac{A_{k_{i-1}} \sin \psi_{k_{i-1}} + A_{l_i} \cdot \sin \psi_{l_i}}{A_{k_{i-1}} \cos \psi_{k_{i-1}} + A_{l_i} \cdot \cos \psi_{l_i}}. \quad (17)$$

где $A_{k_{i-1}}, A_{l_i}, \psi_{k_{i-1}}, \psi_{l_i}$ – амплитуды и фазы отклонений профилей детали и шлифовального круга соответственно.

7.Изменение $\tau - \tau_{i+1} = \tau_i + h_\tau$, коррекция входных данных.

8.Сопоставление τ_{i+1} с τ_{max} , принятие решения о продолжении выполнения расчетов или их окончании и печати результатов.

Для решения задачи коррекции производительного цикла шлифования кроме зависимостей предложенных выше, используются зависимости, устанавливающие связь характеристик поверхности инструмента и режимов обработки с характеристиками качества обрабатываемой детали и производительностью процесса, которые приведены в работах [4, 13, 19, 20], согласно которым:

- радиальный съем материала – зависимость (6);

- фактическая глубина микрорезания – $t_f = 0,739\Delta r + \sqrt{0,546\Delta r^2 + \frac{13,66V_u\Delta r}{K_c(V_k \pm V_u)^{0,4}n_g^{0,4}\sqrt{D_e\rho_g}}}$;

- среднее арифметическое отклонение профиля – $R_a = \frac{0,25V_u^{0,4}t_f^{0,6}}{K_c^{0,4}(V_k \pm V_u)^{0,4}n_g^{0,4}D_e^{0,2}\rho_g^{0,2}}$;

- тангенциальная составляющая силы резания –

$$P_z = \frac{C_b \cdot \chi \cdot l_k n_g h_g^m (t_f - \Delta r)^{\chi+0,5} \tau_s \sqrt{D_e}}{t_f^z} \times \left[0,96B(\chi; z_m + 3,5)(t_f - \Delta r) \frac{\sin \beta}{\sin \beta_1} + \frac{\pi \mu C_b h_g^m}{6} B(\chi; 2mz + 2,5) \right];$$

- радиальная составляющая силы резания –

$$P_y = \frac{C_b \cdot \chi \cdot l_k n_g h_g^m (t_f - \Delta r)^{\chi+0,5} \tau_s \sqrt{D_e}}{t_f^z} \times \left[0,96 B(\chi; z_m + 3,5) (t_f - \Delta r) \frac{\sin \beta}{\sin \beta_1} + \frac{\pi C_b h_g^m}{6} B(\chi; 2mz + 2,5) \right].$$

где l_k – длина контакта поверхности круга с обрабатываемой поверхностью; $B(\chi; z_m + 3,5)$ и $B(\chi; 2mz + 2,5)$ – значения табулированной бета-функции; τ_s – среднее касательное напряжение в плоскости сдвига; β – угол между равнодействующей силы резания и скорости резания; β_1 – угол сдвига; μ – коэффициент трения зерна о металл, по данным [21] для электрокорунда по стали $\mu = 0,2$, C_b , m – коэффициент пропорциональности и показатель степенной зависимости; определяемые экспериментально.

Закключение. Для кругов работающих в режиме затупления происходит увеличение плотности распределения зерен на глубине инструмента в 1,2...1,3 раза до момента их разрушения и выкрашивания из связки, после чего наблюдается падение кривой плотности распределения зерен по глубине. В процессе работы шлифовального круга на вершинах абразивных зерен образуются площадки износа, вызывающие снижение режущей способности зерен и возрастание сил резания. Наибольшее влияние на износ абразивных зерен круга оказывают фактическая глубина микрорезания, скорость инструмента и величина относительного износа абразивного материала. Показано, что в начальный период после правки возможности шлифовального круга используются не полностью. Указанный недостаток может быть устранен коррекцией циклов шлифования на основе использования приведенных в работе зависимостей и известной теоретико- вероятностной модели процесса.

Список литературы

1. CRC Materials Science and Engineering Handbook, Third Edition. /Edited By William Alexander, James F. Shackelford. - Boca Raton: CRC Press LLC, 2001. – 1980 p.
2. W. Brian Rowe. Principles of modern grinding technology. - Jordan Hill, Oxford OX2 8DP: UK, 2009. – 421 p.
3. Hassan Abdel-Gawad El-Hofy. Fundamentals of Machining Processes: Conventional and Nonconventional Processes: CRC Press, 2006. – 562 p.
4. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке: моногр. – Севастополь: Из-во СевНТУ, 2012. – 304 с.
5. Stephen Malkin, Changsheng Guo. Grinding technology. Theory and Applications of Machining with Abrasives. Industrial press. - New York, 2008. – 372 p.
6. Robert I. King, Robert S. Hahn. Handbook of Modern Grinding Technology. - Springer Science & Business Media, 2012. – 360 p.
7. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. Резникова А.Н. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
8. Кремень З.И. Технология шлифования в машиностроении. - СПб.: Политехника, 2007. – 424 с.
9. Ioan D. Marinescu, Mike P. Hitchiner, Eckart Uhlmann, W. Brian Rowe, Ichiro Inasaki . Handbook of Machining with Grinding Wheels: CRC Press, 2006. – 632 p.
10. Новоселов Ю.К., Богуцкий В.Б., Дзюбаба Р.Н. Прогнозирование параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке//Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2017. - № 8-1. – С. 262–269.
11. Королев А.В., Березняк Р.А. Прогрессивные процессы правки шлифовальных кругов. – Саратов: Изд-во Саратовск. ун-та, 1984. – 112 с.

12. Татаркин Е.Ю., Роцупкин П.В. Характеристика абразивного инструмента и изменение его профиля за период стойкости // В кн.: Чистовая обработка деталей машин. – Саратов, 1985. – С.47–51.
13. Новосёлов Ю.К., Богущкий В.Б. Износ абразивных зерен в круге при шлифовании заготовок// Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. Вип. 129/2012. – Севастополь, 2012. – С. 23–29.
14. Татаркин Е.Ю. Анализ влияния профиля рабочей поверхности шлифовального круга на точность обработки // В кн.: Процессы и оборудование абразивно-алмазной обработки. - М.: ВЗМИ, 1986. – С.79–82.
15. Novoselov Yu., Bogutsky V., Shron L. Patterns of removing material in workpiece - grinding wheel contact area// 4-nd International conference on industrial engineering (ICIE-2017). Procedia engineering. – 2017. - Vol. 206. – P. 991–996.
16. Татаркин Е.Ю., Леонов С.Л. Методика прогнозирования профиля абразивного инструмента в процессе шлифования //Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин и приборов: Тез. докл. науч.-техн.конф. – Новосибирск, 1982 – С.57–58.
17. Татаркин Е.Ю. Обеспечение стабильности точности деталей путем управления процессом круглого наружного шлифования: дисс. канд. техн. наук. - Барнаул, 1983. – 209 с.
18. Novoselov Yu., Bratan S., Bogutsky V. Analysis of relation between grinding wheel wear and abrasive grains wear // 2nd International Conference on Industrial Engineering (ICIE-2016)/ Edited by Andrey A. Radionov. Procedia Engineering. – 2016. - Vol. 150. – P. 809–814.
19. Novoselov Yu. Bogutsky V., Shron L., Kharchenko A. Forecasting the surface roughness of the workpiece in the round external grinding// MATEC Web of Conferences «International Conference on Modern Trends in Manufacturing Technologies and Equipment, ICMTMTE 2017». – 2017. DOI: 10.1051/mateconf/201712901080.
20. Bogutsky V. Influence of change of geometric characteristics of abrasive grain in the process of grinding on the surface roughness parameters// Theoretical & Applied Science. – 2018. - № 7 (63). – С. 101-108. DOI: 10.15863/TAS
21. Богомолов Н.И. Исследование деформации металла при абразивных процессах под действием абразивного зерна / Н. И. Богомолов // Труды ВНИИМАШ. – 1968. - Вып.7, – С.77–88.

Дата поступления: 1 марта 2019 г.

УДК 534

АНАЛИЗ ВИБРАЦИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ В ПРОЦЕССЕ ФРЕЗЕРОВАНИЯ

© Артем Игоревич Ермолаев^{1,2}, Владимир Иванович Ерофеев¹,
Александр Сергеевич Плехов²

¹Институт проблем машиностроения РАН – филиал Федерального государственного бюджетного научного учреждения «Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики Российской академии наук» (ИПМ РАН), Нижний Новгород, Россия

²Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е.Алексеева,
Нижний Новгород, Россия

acidwolfvx@rambler.ru, erof.vi@yandex.ru, aplehov@mail.ru

Аннотация. Статья посвящена исследованию влияния сил резания и контактного взаимодействия фрезы с материалом на генерацию вибровозмущений, влияющих на точность обработки и на ресурс станка. Рассмотрен процесс резания металла прямозубой фрезой, как наиболее общий и возбуждающий наиболее сильные периодические изменения сил в зоне резания. Авторами разработана математическая модель динамических процессов в системе «деталь-фреза» с учетом упруго-вязких связей. В работе специфицирована имитационная модель для исследования динамических процессов в зоне резания, получены и проанализированы результаты компьютерного моделирования.

Ключевые слова: фрезерование, динамические процессы резания, относительное запаздывание процессов, силы резания и контактных взаимодействий, вибровозмущения, имитационное моделирование.

Работа выполнена в рамках государственного задания ИПФ РАН на проведение фундаментальных научных исследований на 2013-2020 г.г. по теме № 0035-2014-0402, № госрегистрации 01201458047 и при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (проект № 18-48-520010-р_а).

ANALYSIS OF VIBRATIONS ARISING IN THE MILLING PROCESS

© A.I.Ermolaev^{1,2}, V.I. Erofeev¹, A.S. Plekhov²

¹Mechanical Engineering Research Institute of RAS, Nizhny Novgorod, Russia

²Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russia

acidwolfvx@rambler.ru, erof.vi@yandex.ru, aplehov@mail.ru

Abstract. The article is devoted to the study of the influence of cutting forces and the contact interaction of the cutter with the material on the generation of vibration perturbations that affect the machining accuracy and the life of the machine. The process of metal cutting with a spur mill is considered as the most common and exciting the most powerful periodic changes in the forces in the cutting zone. The authors have developed a mathematical model of dynamic processes in the "part-mill" system, taking into account elastic-viscous bonds. In the work, a simulation model for

the study of dynamic processes in the cutting zone is specified, the results of computer simulation are obtained and analyzed.

Keywords: *milling, dynamic cutting processes, relative delay of processes, cutting forces and contact interactions, vibration perturbations, simulation modeling.gradient-elastic half-space, moving source, surface wave.*

Acknowledgements. *The work was carried out within the Russian state task for conducting fundamental scientific research for 2013-2020 on the topic No. 0035-2014-0402, state registration number 01201458047 and the work was supported by RFBR (project 18-48-520010).*

Введение. Совершенствование технологии высокоскоростного фрезерования с целью повышения производительности и качества обработанной поверхности, повышения точности позиционирования узлов станка при незначительном увеличении себестоимости готовых деталей становится главным направлением развития машиностроения, что особенно востребовано в таких областях промышленности, как авиастроение, автомобилестроение, производство космических аппаратов и т.п. [1,2]

Полное и подробное исследование силовых воздействий, возникающих при фрезеровании, существенно осложнено геометрическими особенностями фрез. По сравнению с динамикой процесса точения фрезерование отличается переменным припуском, наличием нескольких режущих кромок, повышенными требованиями к жесткости конструкции. В ряде работ [3-5] описаны динамические процессы при фрезеровании с учетом сил контактного взаимодействия задней поверхностями зубьев фрезы с обработанной поверхностью детали. В работе В.А. Кудинова [6] динамические процессы фрезерования рассматриваются как взаимодействие упругой системы станка и процесса резания. Параметры этого процесса, такие как толщина срезаемого слоя, неровности от прохода предыдущего зуба фрезы периодически изменяются. Такое изменение рассматривается как внешнее воздействие на систему.

В работах [11,12] рассматриваются системы резания с одной степенью свободы, в которых возникают вибрационные процессы. В работе [11] рассмотрен случай, когда колебания в замкнутом контуре «деталь – резец – приспособление – станина станка» возникают при запаздывании силы резания относительно момента изменения глубины срезаемого слоя, а также из-за периодического контактного взаимодействия между обработанной поверхностью и задней поверхностью резца. В работе [12] в качестве механизма возникновения автоколебаний принято взаимодействие силы контактного взаимодействия между стружкой и режущим инструментом при потере контакта между резцом и деталью.

Математическая модель процесса фрезерования. В процессе резания фреза совершает относительные формообразующие движения, состоящие из вращательного движения фрезы, совершаемого приводом главного движения и характеризующегося частотой вращения шпинделя ω (рад/сек) или n (об/мин), и поступательного движения, как правило, стола. Физическая модель процесса фрезерования с двумя степенями свободы приведена на рис. 1.

Рис.1. Физическая модель процесса фрезерования с двумя степенями свободы.

Простейшая модель кинематики процесса фрезерования при направлении подачи, совпадающем с осью X , может быть описана выражением [7]:

$$\begin{cases} x_k(t) = V_x \cdot t + R \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_k) \\ y_k(t) = R \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi_k) \end{cases}, \quad (1)$$

где V_x – скорость подачи фрезы или стола, R – внешний радиус фрезы, φ_k – угол начального положения k -го зуба фрезы.

Выражение учитывает лишь кинематику фрезы, ввиду чего большинство параметров процесса резания принимаются постоянными. К числу таковых следует отнести, например, отсутствие следов обработки после прохода предыдущего зуба и скорость резания, связанную с параметром «подачи на зуб» t_0 выражением:

$$V_x = z \cdot n \cdot t_0, \quad (2)$$

где z – число зубьев фрезы, n – число оборотов фрезы в единицу времени.

Величина t_0 определяет максимальное значение заданной толщины срезаемого слоя, которое является стационарным значением, определяемым скоростью подачи заготовки/фрезы.

Сила резания при фрезеровании в системе с одной степенью свободы относительно действительного значения толщины срезаемого слоя $X(t)$ может быть представлена следующим выражением [11, 17]:

$$P(t) = c \cdot X(t), \quad (3)$$

где c – жесткость резания, $X(t)$ – толщина срезаемого слоя.

Жесткость резания в формуле характеризует жесткость соединения «деталь-резец» [6, 13]. Эта величина представляет собой коэффициент пропорциональности между силой резания и глубиной резания и имеет размерность коэффициента жесткости.

Явление запаздывания силы резания по отношению к изменению глубины резания было известно давно и описано в работах В.А. Кудинова и И. Тлустого [6, 16]. При резком

углублении резца в заготовку в радиальном направлении сила резания нарастает по апериодическому закону. Деформация, определяющая изменение силы резания, с учетом ее запаздывания относительно момента изменения глубины резания $X(t)$ может быть описана выражением [17]:

$$\dot{U}(t) \cdot T_1 + U(t) = X(t), \quad (4)$$

где $U(t)$ – деформация, определяющая изменение силы резания с учетом ее запаздывания с постоянной времени T_1 относительно периодически меняющегося значения толщины срезаемого слоя.

Уравнение (4) отличается от приведенного в работе [17] выражения, где в правой части выражения находится разница между заданной и действительной величинами срезаемого слоя. Если в том случае явление запаздывания силы резания вызывало автоколебания в системе резания, исследуемые в работе [17], то в данном случае учет данного явления необходим для уточнения математической модели процесса фрезерования. Подставляя (4) в (3), получим уравнение динамики силы резания с учетом ее запаздывания относительно переменной толщины срезаемого слоя:

$$P(t) = c \cdot U(t). \quad (5)$$

Наличие зависимости силы контактного взаимодействия от глубины резания $X(t)$ в выражении (6) физически подтверждается в экспериментальных исследованиях, приведенных в работе [15].

Сила контактного взаимодействия между обработанной поверхностью детали и задней поверхностью резца выражается следующим образом [17]:

$$F(t) = P_0 \cdot e^{-\frac{X(t)}{T_2}}, \quad (6)$$

где P_0 – коэффициент, характеризующий сопротивление перемещению резца в деталь [14], T_2 – постоянная времени изменения силы контактного взаимодействия в зависимости от изменения толщины срезаемого слоя.

Для физической модели, приведенной на рисунке 1, запишем систему уравнений на основании уравнения Лагранжа II-го рода для осциллятора, подверженного вынужденным колебаниям, а также выражений (1), (4) – (6). При этом процесс резания принимаем установившимся и равномерным.

$$\begin{cases} \Sigma F_x(t) = m \cdot \ddot{x}(t) + \mu_x \cdot \dot{x}(t) + C_x \cdot x(t) = U(t) \cdot c \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi_{rez}) + P_0 \cdot e^{-\frac{X(t)}{T_2}} \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi_{skv}), \\ \Sigma F_y(t) = m \cdot \ddot{y}(t) + \mu_y \cdot \dot{y}(t) + C_y \cdot y(t) = U(t) \cdot c \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_{rez}) + P_0 \cdot e^{-\frac{X(t)}{T_2}} \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_{skv}) \end{cases}, \quad (7)$$

где m – приведенная масса системы «фреза - деталь», μ_x и μ_y – коэффициенты демпфирования относительно координатных осей X и Y , C_x и C_y – коэффициенты жесткости относительно координатных осей X и Y , φ_{rez} и φ_{skv} – углы, которые составляют с касательной плоскостью к обрабатываемой поверхности сила резания и сила контактного взаимодействия соответственно.

В системе (7) сумма сил резания и контактного взаимодействия рассчитывается для каждого зуба в отдельности. Выражения в правой части умножены на периодическую функцию с частотой вращения фрезы, что позволяет учесть переменность припуска при фрезеровании.

Система (7) не учитывает некоторые имеющие место при фрезеровании явления. Во-первых, в любой момент времени часть зубьев фрезы не участвует в процессе резания, что можно

учесть, добавив в правую часть уравнений системы (7) оконную функцию $g(\omega \cdot t + \varphi_k)$, задав в ней угол входа k -го зуба контакт с заготовкой и угол выхода из нее:

$$g(\omega \cdot t + \varphi_k) = \begin{cases} 1 & \varphi_{start} \leq \omega \cdot t + \varphi_k \leq \varphi_{exit} \\ 0 & \omega \cdot t + \varphi_k \leq \varphi_{start}; \omega \cdot t + \varphi_k \geq \varphi_{exit} \end{cases}, \quad (8)$$

где φ_{start} – угол поворота фрезы, при котором происходит врезание зуба в деталь, φ_{exit} – угол поворота фрезы, при котором происходит выход зуба из детали.

Во-вторых, в уравнениях динамики необходимо учесть начальную фазу k -го зуба фрезы. Наконец, суммарная сила резания может быть найдена путем сложения полученных выражений для каждого зуба по каждой из координатных осей. Полагаем, что фреза не имеет дефектов, державка не деформируется при резании, обрабатываемая деталь имеет правильную форму, а процесс резания является установившимся.

Суммарная сила, возникающая в зоне резания и действующая на фрезу, может быть определена следующим образом:

$$\left\{ \begin{aligned} \Sigma F_X(t) &= \sum_{k=1}^z U_k(t) \cdot c \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi_{rez} + \varphi_k) \cdot g(\omega \cdot t + \varphi_k) + \\ &+ \sum_{k=1}^z P_0 \cdot e^{-\frac{X_k(t)}{T_2}} \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi_{skv} + \varphi_k) \cdot g(\omega \cdot t + \varphi_k), \\ \Sigma F_Y(t) &= \sum_{k=1}^z U_k(t) \cdot c \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_{rez} + \varphi_k) \cdot g(\omega \cdot t + \varphi_k) + \\ &+ \sum_{k=1}^z P_0 \cdot e^{-\frac{X_k(t)}{T_2}} \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_{skv} + \varphi_k) \cdot g(\omega \cdot t + \varphi_k). \end{aligned} \right. \quad (9)$$

Приравняв суммарные силы ΣF_X и ΣF_Y к левой части системы (7), учитывающей упругие и диссипативные процессы, получим иное описание динамики упругой системы резания:

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{x}(t) \\ \ddot{y}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mu_x & 0 \\ 0 & \mu_y \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{x}(t) \\ \dot{y}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_x & 0 \\ 0 & C_y \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{bmatrix} = F_{rez}, \quad (10)$$

где F_{rez} – матрица суммарных сил, возникающих в процессе фрезерования.

Имитационное моделирование системы «зуб – деталь». Для исследования динамических процессов при фрезеровании и верификации полученной математической модели (9) следует воспользоваться имитационным моделированием. Данный способ исследования позволяет использовать имеющиеся математические модели как полностью, так и частично, позволяет с высокой точностью и скоростью строить зависимости и выполнять математические вычисления, отличается сравнительной простотой и наглядностью.

Имитационная модель построена в среде программирования Simulink программного пакета Matlab и представляет собой систему взаимодействующих блоков, выполняющих определенные функции. На рис.2 приведена модель динамики системы «зуб – деталь», имеющей одну степень свободы (в направлении резания).

Рис.2. Имитационная модель системы «зуб – деталь» с рассмотрением одной степени свободы.

Кинематика режущей кромки зуба относительно оси X задается блоком «Tooth1-X». Группа верхних блоков осуществляет задержку силы резания относительно изменения припуска $U(t)$, блок «Relay» формирует «оконную функцию» $g(\omega \cdot t + \varphi_k)$, блоки «Delay» определяют угол опережения/отставания силы контактного взаимодействия относительно радиус-вектора от оси вращения фрезы к режущей кромке рассматриваемого зуба, три нижних блока формируют функцию силы контактного взаимодействия $F(t)$.

Начальные условия, заданные при моделировании, занесем в таблицу 1.

Таблица 1.

Значения параметров системы (9), используемые при моделировании.

Параметр	Обозначение	Значение
Угловая частота	ω	2π [рад/сек]
Жесткость резания	c_x, c_y	5
Коэффициент контактного взаимодействия	P_0	3
Угол отклонения силы резания	φ_{rez}	0 [рад]
Угол отклонения силы контактного взаимодействия	φ_{skv}	$\pi/5$ [рад]
Постоянная времени силы резания	T_1	0.2
Постоянная времени силы контактного взаимодействия	T_2	0.2
Угол входа зуба в деталь	φ_{start}	$\pi/6$ [рад]
Угол выхода зуба из детали	φ_{exit}	π [рад]

На рис. 3 приведены диаграммы, полученные в ходе моделирования. Отчетливо видно, что обе силы отстают по фазе от перемещения. Сила контактного взаимодействия изменяется по экспоненциальному закону, отчего ее скачки при низкочастотном фрезеровании особенно существенны.

Рис.3. Перемещение, сила резания и сила контактного взаимодействия, возникающие при работе одного зуба фрезы в системе с одной степенью свободы.

Имитационная модель, приведенная на рис.2, учитывала лишь одну степень свободы динамической системы. Дополнив эту модель ее копией со сдвигом по фазе $\pi/2$, получим модель системы «зуб – деталь» с двумя степенями свободы. Также эта модель, приведенная на рис. 4, учитывает изменение толщины стружки в процессе фрезерования, зависящее как от угла положения режущей кромки зуба фрезы, так и от наличия контакта с обрабатываемой деталью. Параметр жесткости резания увеличен с 5 до 25.

Рис.4. Имитационная модель системы «зуб - деталь» фрезерования с двумя степенями свободы.

Результаты компьютерного моделирования приведены на рис.5-6. На графиках наблюдается резкое нарастание силы резания вследствие вхождения зуба в обрабатываемую деталь и более мягкий выход зуба из заготовки ввиду уменьшения глубины резания до нуля. Такая форма сигнала связана с выбором следующих начальных условий: $\varphi_{\text{start}} = \pi/6$, $\varphi_{\text{exit}} = \pi$, следовательно, при врезании зуба толщина срезаемого им слоя будет иметь значение, равное половине максимального. Похожая ситуация наблюдалась при рассмотрении встречного фрезерования ($\varphi_{\text{start}} = 0$, $\varphi_{\text{exit}} = \pi/2$), при котором резкое уменьшение силы резания возникало при скачкообразном уменьшении толщины срезаемого слоя до нуля при выходе зуба из детали.

Рис.5. X- и Y-составляющие силы резания в системе «зуб - деталь».

Рис.6. Силы резания и контактного взаимодействия по оси X при врезании зуба в деталь.

Имитационное моделирование системы «фреза – деталь». Моделирование работы системы «зуб – деталь» позволило наиболее наглядно исследовать изменение во времени возникающих в зоне резания сил. Выявлено периодическое изменение рассматриваемых сил в зависимости от величины снимаемого припуска, углов входа и выхода зуба из детали. Выявлено отставание силы резания тем большее, чем больше постоянная времени T_1 . Моделирование фрезы с несколькими зубьями позволит наглядно увидеть и оценить пульсации суммарных сил резания и контактного взаимодействия. Компьютерная модель системы «фреза – деталь» приведена на рис.7.

Рис.7. Имитационная модель системы «фреза – деталь».

Модель, приведенная на рис.7, представляет собой две связанные модели, приведенные на рис.4. Каждый из связанных блоков моделирует поведение отдельного зуба фрезы. Для каждой режущей кромки фрезы задается своя начальная фаза. Изменив кинематические параметры блоков семейства «Tooth», можно смоделировать эксцентриситет, дрожание или иную геометрическую неравномерность фрезы. Результаты имитационного моделирования приведены на рис.8.

Рис.8. X- и Y-компоненты силы резания каждого зуба при обработке фрезой с двумя зубьями.

Путем введения моделей дополнительных зубьев в модель (Рис.7) можно исследовать динамику системы с n -м числом зубьев. На рис.9-11 представлены результаты моделирования.

Рис. 9. X-составляющие сил резания при обработке фрезой с пятью зубьями.

Рис.10. Суммарные X- и Y- составляющие сил резания и контактного взаимодействия при обработке фрезой с пятью зубьями.

Рис.11. Суммарные силы резания и контактного взаимодействия при обработке фрезой с пятью зубьями.

Установлено, что при фрезеровании пятизубой фрезой суммарная сила резания изменяется в пределах 20% от максимального значения, а сила контактного взаимодействия задней поверхности с деталью – почти на 50% (при начальных условиях из таблицы 1). С увеличением числа зубьев, скорости вращения фрезы и уменьшением толщины срезаемого слоя на входе и выходе фрезы до нуля равномерность фрезерования увеличится. Другим широко распространенным способом повышения устойчивости фрезерования является использование фрез с винтовыми зубьями, что, однако, не исключает периодического изменения сил, возникающих в процессе резания.

Заключение. Авторами предложена модель динамических процессов при фрезеровании в системе «деталь-резец» с учетом физических особенностей сил контактного взаимодействия и резания. В работе предложена имитационная модель для исследования динамических процессов в зоне резания и приведены результаты моделирования. Выявлено периодическое изменение рассматриваемых сил в зависимости от величины снимаемого припуска. Показано, что при попутном фрезеровании, когда угол входа зуба в деталь φ_{start} не равен нулю, наблюдается увеличение амплитуды периодических возмущений силы резания, которую можно ограничить путем увеличения числа зубьев фрезы, уменьшения значения угла входа φ_{start} (увеличения угла φ_{exit}) и увеличением скорости вращения шпинделя n . Выявлено отставание силы резания тем большее, чем больше постоянная времени T_1 . Эти модели могут быть использованы как для оценки точности существующих металлорежущих фрезерных станков, так и при проектировании новых моделей высокоскоростных станков для анализа возникающих в них сил, влияющих на точность обработки.

Проведенные имитационные исследования процесса резания позволили определить зависимости амплитуды и частоты вибровозмущений от скорости вращения шпинделя и геометрических параметров фрезы. Разработанные модели могут рассматриваться как инструменты станкостроителей для оценки гарантированной точности обработки материалов.

Список литературы

1. Ai. X. High Speed Machining Technology. - National Defense Industry Press, Beijing, 2003. - 256 p.
2. Z.F. Zhu, Application of high speed processing in mould manufacturing, Pub. Commun. Sci. Technol. - 09 (2012). – P. 137-139.
3. Altintas Y., Budak E. Analytical prediction of stability lobes in milling. CIRP Ann. – Manuf. Technol. – 1995. - Vol.44, Issue.1. - P. 357-362.
4. Altintas Y. Analytical prediction of three dimensional chatter stability in milling, JSME Int. J. Ser. C: Mech. Syst. Mach. Elem. Manuf. – 2001. - Vol.44, Issue. 3. - P. 717-723.
5. Altintas Y. Manufacturing Automation, Metal Cutting Mechanics, Machine tool vibrations, and CNC Design. Cambridge University Press, New York, 2012. - 366 p.
6. Кудинов В.А. Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967, 359 с.
7. Zhang Y., Zhao B., Wang Y., Zhao B. The stability analysis of separated feed ultrasonic milling / Y. Zhang, B. Zhao, Y. Wang, B. Zhao // Journal of Vibroengineering. – 2017. - Vol. 19, Issue 2. - P. 1062-1073.
8. Эстерзон М. А., Щеголев В. В. Дробление стружки на токарных станках с ЧПУ. В кн. : Оборудование с числовым программным управлением. - М.: НИИМАШ, 1981. - №2. - С. 7-10.

9. Альховский А. М. Исследование релаксационного процесса резания с дроблением стружки при точении: Дис. к. т. н. - Л.: ЛПИ, 1975. - 235 с.
10. Мансырев И. Г. Способы кинематического дробления стружки при резании / И. Г. Мансырев // Станки и инструмент. №2, 1976, С. 32-34.
11. Заковоротный В.Л. Моделирование динамической связи, формируемой процессом точения, в задачах динамики процесса резания (позиционная связь) / В.Л. Заковоротный, Д.Т. Фам, С.Т. Нгуен, М.Н. Рыжкин // Вестник Донского государственного технического университета. – 2011. - Т.11., № 3 (54). - С. 301-311.
12. Litak G. Chaotic vibrations in a regenerative cutting process / G. Litak // Chaos, Solitons and Fractals. - 2002. – vol. 13. - P. 1531-1535.
13. Соколовский А.П. Жесткость в технологии машиностроения / А.П. Соколовский. - М. – Л.: Машгиз, 1946.
14. Заковоротный В.Л. Самоорганизация и бифуркации динамической системы обработки металлов резанием / В.Л. Заковоротный, Фам Динь Тунг, В.С. Быкадор // Известия вузов «Прикладная нелинейная динамика». – 2014. - № 3. – С. 26-39.
15. Заковоротный В.Л. Введение в динамику трибосистем / В.Л. Заковоротный, В.П. Блохин, М.И. Алексейчик. - Ростов-на-Дону: ИнфоСервис, 2004. – 680 с.
16. Тлусты И. Автоколебания в металлорежущих станках / И. Тлусты. – М.: Машгиз, 1956. – 395 с.
17. Быкадор, В. С. Возникновение автоколебаний в простейшей системе резания металлов / В. С. Быкадор, Г. Ю. Костенко, Т. С. Бабенко // Вестник Воронежского гос. техн. ун-та. — 2016. — Т.12, № 2. — С. 119-123.

Дата поступления: 24 февраля 2019 г.

УДК 621.891:539.2

ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА РАБОТЫ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ НА ОСНОВЕ ВЫБОРА ТЕХНОЛОГИЙ УПРОЧНЕНИЯ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ

Лидия Ивановна Куksenova¹, Сергей Андреевич Поляков^{1,2},
Мария Сергеевна Алексеева^{1,3}, Сергей Владимирович Рубцов²

¹ ИМАШ РАН им. А.А. Благодатова, Москва, Россия

² МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

³ ФГУП ВИАМ, Москва, Россия

lkukc@mail.ru

Аннотация: Проведена оценка влияния конструктивных факторов и механических свойств конструкционных материалов на ресурс работы зубчатых передач на основе расчета ресурса по результатам сравнительных испытаний на износостойкость.

Ключевые слова: зубчатая передача, износ, ресурс, износостойкость, конструкционные материалы, азотирование.

INCREASING THE SERVICE LIFE OF GEARS BASED ON THE CHOICE OF HARDENING TECHNOLOGY WORKING SURFACES OF THE TEETH

L.I. Kuksenova¹, S.A. Poljakov^{1,2}, M.S. Alekseeva^{1,3}, S.V. Rubtsov²

¹IMASH RAN, Moscow, Russia

²Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

³VIAM, Moscow, Russia

lkukc@mail.ru

Abstract: The influence of structural factors and mechanical properties of structural materials on the service life of gears based on the evaluation of resource life was established by the results of comparative wear resistance tests.

Key words: gear, wear, durability, wear resistance, structure materials, nitriding.

Традиционно считается, что основной причиной выхода из строя зубчатых передач является выкрашивание [1]. Однако, как показывают анализ данных эксплуатации и расчеты [2], ограничение ресурса этих передач может происходить также и по причине изнашивания. При этом износ будет приводить к изменению формы зубьев, увеличению зазоров и существенному ухудшению динамических показателей передачи. Внешний вид изношенного колеса приведен на рис. 1.

Рис.1. Зубчатые колеса: левое колесо изношенное, правое – новое

Таким образом, существует проблема обеспечения необходимого ресурса зубчатых колес при изнашивании. При этом важно выявить факторы, влияющие на ресурс, определяемый по критерию изнашивания, ранжировать данные факторы по степени значимости и подобрать наиболее благоприятные для повышения ресурса сочетания этих факторов.

Целью настоящей работы является определение конструктивных и динамических показателей, а также показателей механических свойств конструкционных материалов, на основе которых возможно составить прогноз работоспособности зубчатой передачи при изнашивании и, варьируя которые, можно повысить ее ресурс.

Для оценки причин изнашивания и его допустимых пределов рассмотрим динамические показатели передачи. Основным показателем является коэффициент динамичности, который в первоначальной формулировке определяется через изменение тормозного момента (внешней нагрузки), но может оцениваться и по деформации ведомого вала. Коэффициент динамичности нагрузки K_d определяется по формуле [1]

$$K_d = 1 + (\Delta T)/T_n = 1 + (C_f/T_n) \sum A_i,$$

где T_n – номинальный момент; ΔT – превышение номинального момента; C_f – коэффициент крутильной жесткости вала; A_i – амплитуды крутильных колебаний вала.

Данный подход используется в работе [3] для оценки предельного износа по критерию динамичности работы сопряжения.

Очевидно, что причиной скручивания вала могут быть не только колебания внешней нагрузки, но и внутренняя динамичность передачи, оценка которой делается на основе анализа точности изготовления и окружной скорости. Эти факторы определяют изменения силового взаимодействия зубьев в процессе работы, в том числе энергию взаимодействия [4], длительность и величину импульса взаимодействия зубьев. Причем длительность импульса T составляет величину L_ϕ/V , где V – скорость относительного движения, L_ϕ – размер стандартного зазора и погрешности формы в направлении движения. Возникновение таких импульсов будет вызывать колебания, которые выражаются в деформации вала A_i .

Отметим, что амплитуды вынужденных колебаний на зубцовых и кратных им частотах (ω_k) должны быть выше амплитуд на других частотах, поскольку именно на этих частотах происходят динамические взаимодействия зубьев. Поэтому при рассмотрении вынужденных колебаний будем оценивать, в первую очередь, именно это соотношение на основе

коэффициента весомости силового фактора, который должен определяться из соотношения [5]:

$$\beta = \frac{F_k}{F_{k=1}},$$

где

$$F_k = \left(\frac{2}{T}\right) \int_{-\frac{T}{2}}^{+\frac{T}{2}} F_{\max} \cos \frac{\pi}{T} t \cos \omega_k t dt,$$

что дает интегральную характеристику силового импульса на частоте ω_k по всему рассматриваемому периоду T , который представляет собой длительность импульса и, как правило, имеет длительность существенно меньшую (в 10 и более раз), чем период зубцовой частоты. В то же время, порождаемые этим импульсом колебания должны быть кратны зубцовой частоте и могут иметь форму гармонических колебаний, но с более высокой частотой, чем зубцовая. Кроме того, сама величина $F_{\max}$ в нашем рассмотрении, когда причиной импульса является не просто встреча нормальных зубьев, а встреча зубьев с дефектами, должна быть функцией этих дефектов, т.е. $F_{\max} = \Phi(\delta\varphi)$, где $\delta(\varphi)$ – функция дефектов, в том числе, зазоров между зубьями.

Если в исходной ситуации до начала работы зазоры определяются точностью изготовления, то по мере изнашивания они будут расти и ухудшать показатели динамичности и точности передачи. Исходя из этого, предельный износ необходимо назначать из условий недопустимости высокой динамичности, которая может характеризоваться коэффициентом внутренней динамичности, определяемой по методике [1], предельные значения которого составляют примерно 1,4–1,5. Рассмотрим взаимосвязь размеров зазоров с коэффициентом динамичности.

Таблица 1

Связь точности с коэффициентом динамичности

Прямозубая передача, окружная скорость 9 м/с, твердость $H_1 > 350$ НВ, $H_2 < 350$ НВ, делительные диаметры до 125 мм, модуль 1–3 мм		
Степень точности	Нормы кинематической точности, мкм	Коэффициент динамической нагрузки
6	40	1,32
7	62 100	1,4
8	90 126	1,48
9	142 180	1,56

Как следует из таблицы, увеличение размера поля допуска зуба до 180 мкм, то есть примерно до 20% от модуля в 1 мм, приводит к росту коэффициента динамичности свыше 1,5, что по методике [1] считается практически предельной величиной для прямозубых передач. Исходя

из этого, можно предположить, что предельный износ h_{lim} не должен превышать 0,4–0,6 от модуля (m), что будет соответствовать коэффициентам динамичности примерно 1,8–2,0. Отметим, что в [3] рекомендуется $h_{\text{lim}} = 0,6 m$.

Для оценки ресурса по критерию изнашивания существует формула [2]

$$L = \frac{h_{\text{lim}}}{\left(\Delta h_1 + \frac{\Delta h_2}{u}\right) * v},$$

где h_{lim} – предельно допустимый износ, который в соответствии с изложенными выше соображениями должен составлять не более 0,6 от модуля зуба m ; u – передаточное отношение, $u = \frac{z_2}{z_1}$, где z_1, z_2 – числа зубьев шестерни и колеса; v – частота оборотов вала (час⁻¹); $\Delta h_1, \Delta h_2$ – величины износов зубьев шестерни и колеса:

$$\begin{aligned}\Delta h_1 &= 2 * a * \lambda_1 * J * C_n, \\ \Delta h_2 &= 2 * a * \lambda_2 * J * C_n,\end{aligned}$$

где J – интенсивность изнашивания, безразмерная величина. Если воспользоваться данными работы [6], то для тяжелых режимов трения, например, при возвратно-поступательном движении со средней относительной скоростью скольжения $v = 0,19$ м/с, номинальном давлении ~ 10 МПа и граничной смазке, большинство конструкционных сталей дают значения $J = 10^{-8}$ – 10^{-9} . При этом нижнее значение (10^{-9}) соответствует давлению до 10 МПа, а его превышение приводит к существенному росту изнашивания, по крайней мере, в 10 раз (10^{-8}). Приведенные данные можно использовать для оценки ресурса по методу [7], когда в формулу ресурса подставляется экспериментальное значение интенсивности изнашивания, полученное в лабораторных условиях.

В приведенном выше соотношении для Δh_1 и Δh_2 C_n – коэффициент, учитывающий эллиптический закон распределения контактного давления по площадке контакта; он задается усредненным значением по диапазону (0,7..0,9);

λ_1, λ_2 – удельные скольжения, т.е. $\lambda_1 = \left[\frac{\rho_2}{\rho_1} - 1 \right], \lambda_2 = \left[\frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right]$, ρ_1, ρ_2 – радиусы кривизны эвольвент в точке контакта: $\rho_1 = \frac{d_1}{2} * \cos(\alpha) * \operatorname{tg}(\alpha_{tw}), \rho_2 = \frac{d_2}{2} * \cos(\alpha) * \operatorname{tg}(\alpha_{tw})$, где α, α_{tw} – угол зацепления в сечении, нормальном к направлению зуба; d_1, d_2 – делительные диаметры зубчатых колес:

$$d_1 = z_1 * m, d_2 = z_2 * m,$$

где z_1, z_2 – числа зубьев шестерни и колеса.

$2 * a$ – ширина площадки контакта: $a = 1,522 * \sqrt{q_n * \frac{\rho_n}{E_n}}$, где q_n – нормальная нагрузка на единицу контактной длины, $q_n = K * \frac{F}{l_\varepsilon}$, где K – коэффициент нагрузки, включающий в себя коэффициенты, характеризующие внешнюю динамическую нагрузку, внутреннюю динамическую нагрузку, неравномерность распределения нагрузки по длине контактных линий, распределение нагрузки между зубьями, F – окружная сила на колесе $F = \frac{T}{d_1}$; T – крутящий момент на валу, l_ε – суммарная длина контактной линии, равная ширине венца для прямозубой передачи, при этом ширина венца составляет 0,315 от межосевого расстояния.

Оценим величину ресурса работы зубчатой передачи с использованием типичных значений ее параметров и условий нагружения: число зубьев $z_1 = 20$; $z_2 = 66$; модуль $m = 1,5$, тогда предельно допустимый износ $h = 0,6 * m = 0,6 * 1,5 = 0,9$ мм.

Оценка ресурса дает величину

$$L = \frac{h}{(\Delta h_1 + \frac{\Delta h_2}{u}) * v} = 3453 \text{ час.}$$

Таким образом, оценка долговечности показывает, что для достаточно типичных конструктивных параметров и эксплуатационных условий работы зубчатых передач величина ресурса по критерию изнашивания оказывается достаточно низкой. Это следует из того, что типичный ресурс подобных передач по критерию выкрашивания составляет, как правило, не менее 10 тыс. часов, что оговаривается нормативными требованиями к редукторам. В то же время, основной составляющей расчета, определяющей порядок конечного результата, является интенсивность изнашивания, поскольку ее весомость выше остальных факторов. Эта величина в свою очередь зависит от ряда факторов, в первую очередь, механических свойств материалов. Для решения задачи повышения износостойкости рассмотрим эти факторы.

То, что материалы поверхностных слоев испытывают при трении высокую степень пластической деформации и значит изменяют свои свойства, известно сравнительно давно. Это подтверждается прямыми металлографическими исследованиями [8], где степень пластической деформации оценивалась по углу поворота зерен по мере приближения к поверхности, рентгенографическими исследованиями тонких поверхностных слоев металлических пар трения [9], исследованиями с помощью просвечивающей электронной микроскопии [10].

Указанные, а также множество других источников свидетельствуют о том, что искажения кристаллической решетки и вызывающая их плотность дислокаций при трении достигают критических значений, соответствующих стадии развитой пластической деформации при объемном деформировании, что сопровождается многократным повышением микротвердости поверхностных слоев. Эти исследования подтверждаются и в более поздних работах [11], где подчеркивается наноструктурный характер деформации, возникающей при трении. Поэтому, для обеспечения работоспособности пары трения материалы должны адаптироваться к высокой степени пластической деформации, причем структурные изменения должны доходить до субмикроскопического и наномасштабного уровня. Важно при этом, чтобы материал не терял сплошности, а значит – обладал высоким уровнем пластичности. В отношении зубчатых передач данные представления связаны с тем, что условия качения при зацеплении зубьев реализуются, в основном, только в области полюса зацепления, а условия проскальзывания определяются величинами удельных скольжений λ_1 и λ_2 .

Напряженно-деформированное состояние при контактной деформации со сдвигом ведет, как правило, к пластической деформации [9]. Результатом подобной деформации является процесс изнашивания. Рассмотрим вклады твердости и пластичности в процесс изнашивания. В случае действия тангенциальной силы при трении важна величина площади смятия, формирующаяся при тангенциальном смещении микронеровностей. Если моделировать область контакта с помощью набора сфер радиусом R_b , внедренных в пластичное полупространство на глубину h , как показано на рис.2, то площадь смятия на единичном пятне контакта составит $S = h * L$, где $L = 0,1 R_b$. При общем числе пятен контакта n

$= \text{ФПК}/0,5(\pi L^2)$, где ФПК – фактическая площадь контакта, общая площадь смятия $A_{\text{гт}}$ составит $A_{\text{гт}} = 2\text{ФПК} \cdot h/(\pi \cdot 0,1R_b)$. При характерном соотношении h/R_b не более 0,01, $A_{\text{гт}}$ составит не более 10% от ФПК.

Рис.2. Схема деформирования приповерхностных слоев при трении. 1 – жесткая полусфера, моделирующая контакт шероховатостей с приведенным радиусом R_b ; 2 – деформируемый материал; 3 – плоское дислокационное скопление; 4 – дисперсное включение, тормозящее дислокации; 5 – переползающая дислокация; l – длина дислокационного скопления; Δ – размер дисперсной частицы в направлении скольжения дислокаций; h – приведенная глубина внедрения шероховатостей; h_n – высота включения, на которую должны переползать дислокации

Учитывая, что $\text{ФПК} = 0,01 \text{ НПК}$ (номинальной площади контакта), $A_{\text{гт}}$ составит не более 0,001 НПК. Очевидно, что при таких площадях смятия даже небольшое тангенциальное усилие будет приводить к пластической деформации, а напряжение смятия, возникающее на площади $A_{\text{гт}}$ будет существенно превышать твердость деформируемого материала и достигать величин порядка $10^3 - 10^4$ МПа.

Рассмотрим случай, когда в условиях внешнего трения фрикционные связи могут выступать как упругая или упруго-пластическая деформация и происходит изнашивание контактирующих поверхностей. Интенсивность изнашивания по определению $I = h/L$, где h – толщина изношенного слоя, а L – путь трения. Толщина изношенного слоя должна складываться из толщин слоев, деформированных в процессе тангенциального перемещения, при этом число циклов до разрушения соответствующего слоя n должно определяться соотношением критической $\epsilon_{\text{кр}}$ и фактической $\epsilon_{\text{ф}}$ деформаций этого слоя $n = (\epsilon_{\text{кр}}/\epsilon_{\text{ф}})$. В то же время толщина деформированного слоя должна определяться величиной внедрения или сближения поверхностей, при этом для единичной шероховатости $a_i = N_i/2\pi r \text{НВ}$, где N – нагрузка, НВ – твердость по Бринеллю, r – радиус закругления шероховатости. В этом случае интенсивность изнашивания будет являться функцией нагрузки на контакт N , поскольку $h = \sum a_i/n = N/2\pi r \text{НВ} n$. В общем виде для оговоренных условий формула для зависимости интенсивности изнашивания от нагрузки будет иметь вид:

$$I = \kappa P^m,$$

где k – размерный коэффициент, характеризующий механические и геометрические свойства изнашиваемой детали, $k = A_{\text{ном}}/2\pi r H B n$, нормированный на длину пути трения, P – отношение нормальной нагрузки к номинальной площади контакта (среднее номинальное давление), m – показатель степени, учитывающий зависимость интенсивности изнашивания от нагрузки.

Таким образом, как и предполагалось, механические свойства, которые учитываются при оценке интенсивности изнашивания – это твердость и пластичность. Однако, как показывает анализ, величина относительного удлинения ($\varepsilon = \delta l/l$), используемая, как правило, в качестве показателя пластичности, не соответствует той характеристике пластичности, которая требуется по физическому смыслу в приведенной выше формуле для условий трения и изнашивания, в силу существенного отличия характеристик объемных и поверхностных механических свойств, как это следует из таблицы.

Таблица 2

Сравнение механических свойств материалов в объеме и на поверхности

Материал	Объемное упрочнение (σ_B/σ_T)	Относительное удлинение ($\varepsilon = \delta l/l$)	Фрикционное упрочнение по ГОСТ 23.213-84 [9,12]	Фрикционное упрочнение в активной среде [9,12]
Баббит Б88	1,5	0,60	1	1
Медь	3	0,75	6	1
Бронза	2	0,65	2	1
Чугун	1	0,02	1	1
АО20	1,5	0,30	1	1
30 ХГСА	1,3	0,30	6	1
12Х18Н9Т	1,5	0,30	2	1

Очевидно, что величина n имеет более сложную структуру, чем ε . Однако для ее определения трудно подобрать достаточно корректный экспериментальный метод, поскольку речь идет об оценке степени деформации приповерхностных слоев, а также оценке критического значения деформации. Вероятно, наиболее близким аналогом этого понятия является фрикционное упрочнение при заедании, которое показывает, как изменяется микротвердость приповерхностных слоев при заедании. Наиболее информативным вариантом определения этой величины является метод рентгеновский, позволяющий оценить физическое уширение рентгеновских линий $\beta_{(hkl)}$, которое дает количественную оценку степени деформации в приповерхностном слое и в ряде случаев пропорционально микротвердости [9]. Величина $\beta_{(hkl)}$ может быть использована и для оценки показателя фрикционного упрочнения, которое численно представляет собой соотношение $\beta_{(hkl)}$ до и после процесса заедания. Понятно, что это величина характеризует резерв микропластичности приповерхностных слоев.

Следует заметить, что повышенная пластичность может играть различную роль в процессе контактной деформации в зависимости от наличия других свойств, например, склонности к фрикционному упрочнению. Данное свойство в соответствии с ГОСТ 23.213-83 определяется по изменению микротвердости в процессе фрикционной деформации и определяется как $\psi_m = \mu_{\text{мах}}/\mu_{\text{исх.}}$, где $\mu_{\text{мах}}$ – микротвердость, достигнутая в процессе фрикционного упрочнения, $\mu_{\text{исх}}$ – исходная микротвердость того же участка поверхности. Результаты оценки свойств

некоторых материалов представлены в табл.2 [9,12]. Связь данных показателей с таким критерием работоспособности как задиростойкость установлена в работе [12], где предложено следующее соотношение:

$$P_c = (HB / \psi_m),$$

где ψ_m – степень фрикционного деформационного упрочнения, определяемая в соответствии с ГОСТ 23.213-83, P_c – нагрузка заедания, HB – твердость (объемная) более мягкого материала. Аналогичная зависимость существует и в отношении интенсивности изнашивания, поскольку фрикционное упрочнение, протекающее в приповерхностных слоях материала, имеет дислокационную природу. В свою очередь рост плотности дислокаций ведет к образованию микротрещин и изнашиванию [9]. На основе подобных критериальных соотношений может быть сделан вывод о необходимости подбора материалов с высокой степенью пластичности и низкой склонностью к фрикционному упрочнению. Подобное поведение материала в сочетании со специфическим видом деформации, эквивалентной или близкой к кручению под давлением, приводит к необходимости формирования набора свойств, существующих при сверхпластичности. Возникновение подобного свойства может происходить в тех случаях, когда эволюция структуры материала при деформации протекает в рамках процессов самоорганизации и асимптотической устойчивости этой деформации, что достигается путем подбора исходного состава и структуры материала. Подобное свойство в условиях эксплуатации, когда его проявление ведет к существенному росту работоспособности материала, можно назвать склонностью к адаптации. Если для антифрикционных материалов, таких, например, как баббиты, алюминиево-оловянные сплавы и т.п., данная проблема является во многих аспектах решенной [9,12], то для конструкционных сталей, особенно после химико-термической обработки, которая часто применяется при обработке зубчатых передач, постановка и решение этой проблемы являются актуальными.

Проблема резерва микропластичности заключается в том, что если эта величина мала, то первоначальная микропластическая деформация ведет к формированию микротрещин, поскольку исчерпание резерва пластичности создает условие для начала формирования трещин. Поэтому в процессе деформации пластичность материала не должна уменьшаться, то есть в материале должен инициироваться процесс пластифицирования. Возникать подобное сложное поведение может только в гетерогенных структурах. Примером может служить действие на поверхность металла активной среды, как это показано в табл.2. Это возможно также и в гетерогенных структурах упрочненных ХТО сталей, включающих как твердые дисперсные (как правило, наноразмерные) упрочняющие частицы, так и особые переходные фазы, соединяющие их с матрицей, - некогерентные границы. Приведем пример некоторых технологий азотирования, позволяющих создать подобные структуры [13]. Известным методом упрочнения является газовое и ионно-плазменное азотирование [6]. Как показал анализ, в некоторых вариантах этих технологий возможно получение структур с некогерентными границами дисперсных нитридных включений, что повышает пластичность материала. Как было показано экспериментально, степень некогерентности границ нитридов увеличивается по мере роста температуры азотирования. При этом для ряда сплавов наблюдается эффект конверсии износостойкости относительно твердости, - износостойкость возрастает по мере уменьшения твердости, что, вероятно, связано с увеличением

пластичности материала, которая начинает расти в связи с увеличением степени некогерентности границ нитридов с матрицей. Пример подобного эффекта показан на рис.3. Рассмотренный эффект подтверждается и для других сталей, причем наибольший эффект повышения износостойкости возникает для сталей перлитного и мартенситного классов в условиях обработки с формированием на поверхности ϵ -фазы в особом структурном состоянии [15].

Рис.3. Влияние температуры азотирования на износостойкость ϵ (1), физическое уширение рентгеновских линий $\beta_{(220)}$ (2) и твердость НВ (3) стали мартенситного класса [14]

На рис.4 показано изменение интенсивности изнашивания азотированной стали 38Х2МЮА по глубине поверхностного слоя при трении по стали ШХ15 в среде Солидола [15,13].

Рис.4. Схема расположения фазовых составляющих и их средняя интенсивность изнашивания (I_h) по глубине (h) от поверхности азотированной зоны стали 38Х2МЮА: 1 – слой с высоким содержанием оксидов; 2 – слой, содержащий наноразмерные частицы ϵ -фазы (Fe_{2-3}N) в матрице α -Fe, HV 6ГПа; 3 – слой, содержащий наноразмерные частицы ϵ -фазы (Fe_{2-3}N) и γ' -фазы (Fe_4N); 4 – слой, содержащий α -Fe и наноразмерные нитриды легирующих элементов, HV 9ГПа

Результаты исследований свидетельствуют о том, что при определенных режимах газового или ионно-плазменного азотирования слой с ε -фазой формируется в виде матрицы, насыщенной нанокристаллическими частицами ε -фазы, повышающими работоспособность трибосопряжения. Более того, экспериментальные исследования показали, этот слой обладает эффектом практической безызносности [15]. Оценки долговечности сопряжения показали, что путь трения до полного истирания слоя, содержащего ε -фазу, достаточен для обеспечения ресурса работоспособности многих узлов трения скольжения, включая шейки коленчатых валов, кулачки распределительных валов, плунжерные пары и тд. Важно подчеркнуть, что твердость зоны с ε -фазой имеет меньшее значение, чем с γ' -фазой, причем анализ физического уширения указывает на некогерентную связь дисперсных частиц ε -фазы с матрицей, при этом износостойкость слоя, содержащего ε -фазу – наивысшая.

Для азотированных сталей и сплавов разных структурных классов экспериментально установлены наиболее значимые характеристики структурного состояния и свойств поверхностных слоев, влияющих на уровень поверхностного разрушения при трении: размер частиц нитридов легирующих элементов (d), расстояние между ними (L), микродеформация кристаллической решетки α -твердого раствора ($\Delta d/d$), значения физического уширения рентгеновских линий азотированного твердого раствора и материала зоны деформации при трении, твердость азотированного слоя (H) и ее изменения при трении.

На основе обобщения совокупности микроскопических и макроскопических характеристик пары трения, в состав которой входит азотированный образец конструкционной стали, разработан комплексный параметр структуры и свойств диффузионного слоя, учитывающий характеристики структуры и свойств как азотированного поверхностного слоя, так и зоны поверхностной пластической деформации при трении, который имеет вид

$$Pa = \frac{\left[H_0 + K_2 \left(\frac{\Delta d}{d} \right)^{1/2} \right]^{1,75} [DbA_y(\rho_{kp}^2 - \rho_0^2)]^2}{\left(K_1 + \frac{\pi Dd}{L^2} \right)^2},$$

где D – средний размер блоков мозаики; b – вектор Бюргерса; A_y – концентрация частиц упрочняющей среды; ρ_0 и ρ_{kp} – плотность дислокаций до трения и критическое значение при трении соответственно.

Разработанное соотношение рекомендуется для оптимизации технологического процесса азотирования с позиций триботехники.

Проведенные исследования и их обобщение с позиций оптимальной структуры материала поверхностного слоя триботехнического назначения показали, что установленная зависимость характеристики поверхностного разрушения (относительной износостойкости) при трении азотированных сталей и комплексного параметра структурного состояния зоны поверхностной пластической деформации при трении, учитывающего также исходное структурное состояние азотированного слоя, является инвариантной, рис.5. Поэтому она может служить аналитико-экспериментальным инструментом для оптимизации технологического процесса азотирования с позиций трибологии. Проведенные многочисленные эксперименты [6] показали, что при разных сочетаниях конструкционных и смазочных материалов суммарная допустимая интенсивность изнашивания в пределах допускаемых давлений находится в области структурного параметра, соответствующего оптимальной технологии азотирования. Показатели триботехнических свойств (износостойкости, стойкости к заеданию и фрикционности) пар трения, в которых одним элементом является азотированная по технологии, подбираемой с учетом комплексного параметра, сталь 30X2MЮА, а вторым – распространенные в узлах трения бронзы, стали

чугуны свидетельствуют, что применение азотирования для повышения износостойкости, надежности и долговечности сопряжений имеет большие перспективы. Во всех исследованных парах азотированная сталь оказывается наиболее работоспособной. При этом для обеспечения требуемой долговечности сопряжений, кроме оптимизации структурного состояния азотированного поверхностного слоя стали, необходим экспериментально обоснованный выбор материала сопряженного образца и смазочного материала. Полученные нами данные по триботехническим свойствам конструкционных материалов, работающим при разных нагрузках, переменных скоростях скольжения и разных условиях смазки, могут быть рекомендованы для использования при конструировании узлов трения высокого качества.

Рис.5. Взаимосвязь относительной износостойкости ϵ и комплексного структурного параметра Π_a азотированных сталей и сплавов

Закключение. Рассмотренные экспериментальные данные и аналитические соотношения показывают, что для износостойкости материалов зубчатых передач необходимы такие механические свойства как твердость и пластичность. Однако конкретный выбор материала не может быть ограничен констатацией подобного рода общих предположений. Как показывает эксперимент, зачастую рост износостойкости происходит при относительном снижении твердости и повышении пластичности. При этом важно отметить, что, снижаясь, твердость должна оставаться на достаточно высоком уровне, а повышение пластичности происходит специфическим образом – за счет изменения структуры приповерхностных слоев деформированного при трении материала. Это достигается путем формирования особого вида межфрагментарных некогерентных границ между упрочняющей фазой и матрицей, возникающих, в частности, при повышении температуры азотирования и оцениваемого с помощью величины физического уширения $\beta_{(hkl)}$ матричной составляющей упрочненного слоя. Важно также отметить, что величина физического уширения $\beta_{(hkl)}$ должна оцениваться не только после окончания ХТО, но и после испытаний на износостойкость, причем показателем пластичности должно служить соотношение $\beta_{(hkl)}$ до и после изнашивания, как и при оценке фрикционного упрочнения.

Величина n соответствует количеству циклов механического воздействия на материал, приводящего к его разрушению. Но если реализуются условия, при которых остаточная деформация не накапливается в приповерхностном слое, то есть он достаточно пластичен, чтобы деформация не приводила к концентрации напряжения, то число циклов может быть определено только экспериментально. В частности, если при прочих равных условиях,

включая такие факторы как твердость, шероховатость и нагрузку, интенсивность изнашивания снижается на порядок и более, то это означает соответствующее увеличение величины n . В частности, это справедливо для сталей с одинаковым составом, но разной температурой азотирования, испытанных в идентичных условиях.

Таким образом, испытание на износостойкость с определением интенсивности изнашивания и сохранением всех условий изнашивания, что возможно проконтролировать по комплексу (P/HB), коэффициенту трения f и комплексу $(R_{\max}/rb^{1/3})^c$ – микрогеометрии сопряженных поверхностей, приводит к определению числа $n = (\varepsilon_{\text{кр}}/\varepsilon_{\text{ф}})$, аналогично тому, как это получается при испытаниях на выкрашивание. При соблюдении всех условий подобия, включая выше перечисленные, интенсивность изнашивания можно рассматривать как одну из механических характеристик материала и сопоставлять ее с величиной $n = (\varepsilon_{\text{кр}}/\varepsilon_{\text{ф}})$. В этом случае при расчете ресурса эту величину можно получать экспериментально и учитывать в формуле для расчета ресурса, используя последний как критерий для выбора материала.

Проведенный анализ позволяет выбрать материалы с интенсивностью изнашивания 10^{-11} , в том числе, такие, как азотированные теплостойкие стали по определенным технологическим режимам. Приведем пример расчета ресурса с интенсивностью изнашивания 10^{-11} :

износ зубьев за единичный акт контакта:

$$\Delta h_1 = 2 * a * \lambda_1 * J * C_n = 2 * 0,102 * 0,0001 * 6 * 10^{-11} * 0,85 = 1,184 * 10^{-15} \text{ мм}$$
$$\Delta h_2 = 2 * a * \lambda_2 * J * C_n = 2 * 0,102 * 0,908 * 6 * 10^{-11} * 0,85 = 1,075 * 10^{-11} \text{ мм.}$$

Следовательно, ресурс составляет

$$L = \frac{h}{\left(\Delta h_1 + \frac{\Delta h_2}{u}\right) * v} = 3453000 \text{ час.}$$

Видно, что величина ресурса работы передачи многократно превышает нормы, требуемые стандартами на цилиндрические зубчатые редукторы.

Есть основания полагать, что применение азотирования с оптимальными параметрами структуры и свойств для повышения износостойкости, надежности и долговечности сопряжений имеет большие перспективы. Во всех исследованных парах азотированная сталь оказывается наиболее работоспособной. Для обеспечения требуемой долговечности сопряжений в целом, кроме оптимизации структурного состояния азотированного поверхностного слоя стали, необходим экспериментально обоснованный выбор материала сопряженного образца и смазочного материала. Полученные нами данные по триботехническим свойствам конструкционных материалов, работающим при разных нагрузках, переменных скоростях скольжения и разных условиях смазки, целесообразно использовать при конструировании узлов трения.

Список литературы

1. Детали машин / Под ред. Ряховского О.А. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. – 520 с.
2. Павлов В.Г. Ресурс работы червячной передачи по критерию износа // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2005. – №5. – С.44–48.
3. Андриенко Л.А., Вязников В.А. Ресурс работы червячной передачи по критерию изнашивания // Известия вузов. Машиностроение. – 2011. – №4. – С.3–6.

4. Часовников Л.Д. Передачи зацеплением (зубчатые и червячные). 2-е изд., перераб. и доп., с ил. - М.: Машиностроение, 1969. – 486 с.
5. Берестнев О.В., Гоман А.М., Ишин Н.Н. Аналитические методы механики в динамике приводов. - Минск: Наука и техника, 1992. – 238 с.
6. Герасимов С.А., Куксенова Л.И., Лаптева В.Г. Структура и износостойкость конструкционных азотированных сталей и сплавов. - М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2012. – 518с.
7. Дроздов Ю.Н., Юдин В.Г., Белов А.И. Прикладная трибология (трение, износ, смазка). Под ред. Ю.Н. Дроздова. – М.: «Эко-Пресс», 2010. – 604 с.
8. Dautzenberg J.H., Zaat J.H. Quantitative determination of deformation by sliding wear // Wear. – 1973. - vol. 23, N 1. - P. 9–12.
9. Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. - М.: Машиностроение, 1982. – 212 с.
10. Гарбар И.И. Некоторые закономерности формирования структуры металла при трении // Трение и износ. – 1981. – № 6. – С.1076–1084.
11. Коршунов Л.Г., Шабанов В.А., Черненко Н.Л. и др. Влияние контактных напряжений на фазовый состав, прочностные и трибологические свойства наноструктур, возникающих в сталях и сплавах при трении скольжения // МИТОМ. – 2008. - № 12. – С.24–33.
12. Алексеев Н.М. Закономерности пластического течения и разрушения металлов при заедании трущихся поверхностей. Автореф. диссертации на соиск. ученой степени д.т.н. - М.: МИНХ и ГП, 1983. – 20с.
13. Поляков С.А., Куксенова Л.И., Лаптева В.Г., Алексеева М.С. Анализ процессов микропластической деформации приповерхностных слоев азотированных конструкционных сталей // Материаловедение. – 2016. – №3. – С.24–31.
14. Мичугина М.С. Разработка структурного состояния азотированного слоя конструкционных сталей, ответственного за их износостойкость. Автореферат на соискание ученой степени к.т.н. - М.: МАИ (ГТУ). – 2008. – 16с.
15. Березина Е.В. Разработка технологии формирования наноструктурированного азотированного слоя конструкционных сталей для повышения их износостойкости. Автореферат на соискание ученой степени к.т.н. - М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 2007. – 16с.

Дата поступления: 25 марта 2019 г.

УДК 54-116:547-305.2:547-304.2

ФОРМИРОВАНИЕ ПОЛИМЕРНОЙ СЕТКИ В КИСЛОМ ГУДРОНЕ

© Елена Николаевна Федосеева

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский Нижегородский государственный университет им. Н.И. Лобачевского» (ННГУ),

Нижний Новгород, Россия

el.nik.fedosseeva@gmail.com

Аннотация. В работе показано, что избыток органического амина, введенного в кислый гудрон для нейтрализации кислот, можно использовать для синтеза трехмерного полимерного каркаса в массе кислого гудрона. Полимерная сетка формируется в реакции свободных аминогрупп с оксирановыми кольцами эпоксидной смолы ЭД-20. Реакция происходит при смешивании исходных компонентов, не требует дополнительного нагревания и сложного оборудования. В зависимости от количества введенной смолы в результате реакции можно получить твердый или эластичный продукт, не имеющий резкого специфического запаха кислого гудрона. Термомеханические свойства структурированного кислого гудрона охарактеризованы температурами переходов из одного деформационного состояния в другое. Установлено, что полученный в синтезе композит устойчив к воздействию воды.

Ключевые слова: кислый гудрон, полимерная матрица, эпоксидная смола, амин, физико-химические свойства.

THE FORMATION OF POLYMER NETWORK IN THE ACID TAR

© E.N. Fedoseeva

Lobachevsky State University of Nizhni Novgorod (UNN),

Nizhnij Novgorod, Russia

el.nik.fedosseeva@gmail.com

Abstract. It is shown that the excess of organic amine introduced into acid tar to neutralize acids can be used for the synthesis of three-dimensional polymer network in the mass of acid tar. Polymer network is formed in the reaction of free amino groups with oxirane rings epoxy resin. The reaction takes place when the components are mixed, does not require additional heating and complex equipment. Depending on the amount of resin injected, the reaction can result in solid or elastic products that does not have a sharp specific smell of acid tar. Thermomechanical properties of structured acid tar are characterized by the temperatures of transition from one deformation state to another. It is established that the composite obtained in the synthesis is resistant to water action.

Keywords: acid tar, polymer network, epoxy resin, amine, physico-chemical properties.

Хранение крупнотоннажного отхода нефтехимических производств – кислого гудрона осложняется несомненной опасностью для окружающей среды, заключающейся в постоянном проникновении ряда его компонентов в воздух, почву и воды [1, 2]. Вместе с тем, кислый гудрон содержит значительное количество органических соединений и может быть использован как вторичное сырье. Наладить его переработку по единой схеме трудно по причине непостоянства состава. Мешает также повышенная кислотность, обусловленная наличием серной и органических кислот [3, 4].

В предыдущей работе [5] показано: нейтрализовать кислый гудрон можно аминами. Это технически несложный процесс, заключающийся во внесении в массу кислого гудрона необходимого количества амина при перемешивании. Процесс не требует нагрева, не сопровождается выделением газообразных соединений. Нейтрализованная масса обладает вязко-текучими свойствами, близкими к характерным для битумов. Полная нейтрализация кислот кислого гудрона достигается при избытке амина, поэтому продукт нейтрализации содержит непрореагировавшие аминогруппы. Данное обстоятельство позволяет произвести дальнейшее модифицирование свойств нейтрализованного продукта.

Целью работы стал синтез трехмерной полимерной сетки в кислом гудроне с получением композита, ограничивающего миграцию вредных компонентов в окружающую среду, а также изучение его физико-механических свойств.

Создание сшитой структуры, связывающей в своей матрице компоненты кислого гудрона, позволяет решить сразу две задачи:

- придать композиционному продукту требуемые прочностные, либо упруго-эластические свойства,
- иммобилизовать токсичные компоненты кислого гудрона для обеспечения его безопасного использования или захоронения.

Известно, что трехмерная полимерная матрица эффективно используется как для улучшения свойств битумов с получением полимер-битумных вяжущих (ПБВ) [6, 7], так и для контроля диффузии целевых компонентов во внешнюю среду [8, 9]. В нашем случае трехмерная полимерная сетка в массе кислого гудрона формируется при химическом взаимодействии неизрасходованных на нейтрализацию кислот аминогрупп полиэтиленполиамин (ПЭПА) или диэтанолamina (ДЭА) с оксирановыми кольцами смолы ЭД-20, взятой в качестве сшивающего агента.

Данная реакция выбрана, поскольку она легко протекает при комнатных температурах и не осложняется образованием низкомолекулярных веществ, что отвечает стремлению разработать нетрудоемкий способ переработки кислого гудрона. Следует также отметить, что синтезируемый полимерный каркас связывает часть компонентов кислого гудрона химическими связями.

Экспериментальная часть

В работе использовали следующие реагенты:

- ПЭПА (ТУ 2413-646-11131395-2007) производства ЗАО «Химекс Лимитед»;
- ДЭА с $T_{пл}=27.8^{\circ}\text{C}$, плотностью при 20°C 1.0966 г/см^3 , $n_D^{20}=1.4776$;
- эпоксидная смола ЭД-20 по ГОСТ 10587-84;
- сульфокислота линейных алкилбензолов (ЛАБСК) $\text{RC}_6\text{H}_4\text{SO}_3\text{H}$, где $\text{R} = \text{C}_{10}\text{H}_{21} - \text{C}_{14}\text{H}_{29}$, по ТУ 2481-015-71150986-2011 производства ООО «Ланитекс-Оптима-7»

Состав и свойства кислого гудрона, а также продуктов нейтрализации кислого гудрона аминами описаны в [5].

Приготовление образцов. К исходной смеси кислого гудрона с амином добавляли при перемешивании различные количества эпоксидной смолы ЭД-20 и выдерживали состав в течение 24 часов при комнатной температуре.

Термомеханический анализ. Для определения термомеханических характеристик образцов приготовленные составы отверждали в условиях, описанных выше, в цилиндрических формах диаметром 12 мм и высотой 9 мм. Измерения проводили на консистометре Гепплера: фиксировали глубину погружения стержня массой 170 г, действующего на образец в течение 30 с при заданной температуре с шагом в 5°C.

Определение температуры размягчения. Температуры размягчения исследуемых образцов по методу кольца и шара ($T_{\text{КиШ}}$, °C) определяли в соответствии с ГОСТ 1506–73 на автоматическом аппарате для определения температуры размягчения нефтебитумов КиШ-20.

Методика проведения экстракции. Извлечение растворимых компонентов из образцов проводили экстрагированием дистиллированной водой или спирто-бензольной смесью (спирт/бензол = 40/60 об.%). Экстрагирование проводили в аппарате Сокслета, либо при непрерывном встряхивании помещенного в бумажный патрон образца в колбе с экстрагентом с применением автоматического шейкера. В последнем случае экстрагент периодически заменяли до тех пор, пока его цвет и прозрачность не переставали изменяться.

ИК-Фурье-спектры исследуемых образцов записывали с помощью ИК-ФУРЬЕ спектрометра IRAffinity-1 (Shimadzu) в диапазоне волновых чисел 4000 - 400 см⁻¹. Образцы готовили в таблетках в смеси с КВг, а также в растворе, используя в качестве растворителя спирто-бензольную смесь спирт–бензол = 60:40 об. %.

Результаты и обсуждение

В таблице 1 приведены рецептуры исходных составов, которые служили основой для введения эпоксидной смолы.

Таблица 1.

Состав исходных смесей кислого гудрона с аминами.

№	Нейтрализующий реагент	Соотношение компонентов в смеси кислый гудрон/амин		
		кислый гудрон, мас.%	амин	
			мас.%	моль/моль кислот кислого гудрона
1	ПЭПА	95.2	4.8	1.9
2		88.5	11.5	5
3		91.7	8.3	3.4
4	ДЭА	88.5	11.5	3.3

Видно, что концентрация амина в них до пяти раз превышала количество кислот в кислом гудроне. Установить содержание свободных аминогрупп по известным методикам не представлялось возможным из-за сложного состава исследуемых смесей. Вследствие этого оптимальную массу эпоксидной смолы устанавливали опытным путем, для чего на основе каждого из исходных составов 1-4 (таблица 1) готовили несколько композиций, внося разное количество смолы.

Первая серия образцов была приготовлена на основе состава 2, содержащего пятикратный по количеству молей избыток амина (таблица 2). Данное соотношение выбрано по результатам определения кислотности, как обеспечивающее полную нейтрализацию кислого гудрона.

Таблица 2.

Массовая доля (ω) смолы ЭД-20 и количество ПЭПА, приходящееся на массу смолы, в продуктах на основе исходного состава 2

№ образца	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5
$\omega_{\text{ЭД-20}}$, мас. %	8.2	13.2	16.4	26.2	53.5
ПЭПА/ЭД-20, г/1г	1.46	0.85	0.66	0.37	0.24

Эксперимент показал, что для потери текучести достаточно ~9 мас.% смолы в общей массе отверждаемой смеси. Введение 15 мас.% смолы приводит к образованию твердого продукта, не имеющего характерного неприятного запаха кислого гудрона.

Способность формируемой полимерной сетки удерживать токсичные компоненты кислого гудрона контролировали убылью массы образцов при экстракции растворителями. В качестве экстрагентов были выбраны смесь этилового спирта с бензолом (40/60 об.%) и вода. Результаты экстракции для всех отвержденных составов представлены на рисунках 1-а (кривая 1) и 1-б (кривая 1). Нулевая точка каждого графика отражает действие соответствующего растворителя на исходный кислый гудрон. А именно, в спирто-бензольной смеси кислый гудрон полностью растворим. При его водной обработке происходит растворение водорастворимых составляющих – серной и сульфокислот, а также их солей, и вымывание органической части, эмульгированной сульфокислотами. Показано, что за 30 суток потеря массы кислым гудроном в воде достигает 25 %. Следует отметить, что вымывание компонентов кислого гудрона продолжается и дальше – на поверхности воды не прекращалось появление маслянистых пятен. Таким образом, убыль массы со временем могла еще возрасти.

Для отвержденных составов степень извлечения компонентов спирто-бензольной смесью (рисунок 1-б, кривая 1) падает с ростом содержания эпоксидной смолы. Однако полного отсутствия растворимости не наблюдается, а введение более 15 мас.% смолы не приводит к существенным изменениям. Как показано выше, данное количество смолы ЭД-20 обеспечивает получение твердого продукта.

Для безопасного захоронения или при использовании модифицированных кислых гудронов в качестве битумов более важна их устойчивость к действию воды. Для отвержденных продуктов вымываемость водой, как видно из рисунка 1-а, значительно сокращается уже при содержании эпоксидной смолы 8 % в общей массе продукта (состав 2-1, таблица 2). Наилучшие результаты – убыль массы менее 1 % демонстрируют составы, отвержденные шестнадцатью и более процентами смолы. Вода после экстракции данных образцов не содержит кислот ($\text{pH}=7.3-7.5\pm 0.2$) и нефтепродуктов.

Небольшая остаточная растворимость состава 2-1 возможно связана с несоответствием количества отвердителя, хорошо растворимого в воде, массе ЭД-20. Оптимальным при реакции эпоксидной смолы и амина считается соотношение ПЭПА/ЭД-20=0.1-0.14 г/г. В таблице 2 приведены расчетные соотношения смола/отвердитель для исследованных составов. Расчет проведен без учета того количества ПЭПА, которое вступило в реакцию с кислотами кислого гудрона. Тем не менее, очевидно, что соотношение количеств смолы и отвердителя в ряде случаев не соответствует оптимальному. Тогда можно предположить, что часть ПЭПА остается несвязанным в трехмерном каркасе и может при экстракции вымываться либо в исходном состоянии, либо в виде соли с кислотами кислого гудрона.

Чтобы проверить данное предположение исследовали:

1. составы с меньшим исходным содержанием ПЭПА;
2. составы, в которых кислоты кислого гудрона нейтрализованы ДЭА.

Самое низкое содержание ПЭПА характерно для образцов, приготовленных на основе исходного состава 1. Составы 3 и 4 имеют близкое молярное соотношение «кислоты кислого гудрона/амин», но отличаются природой нейтрализующего амина (ПЭПА в составе 3 и ДЭА в 4), а массовая доля ПЭПА в составе 3 ниже, чем ДЭА в 4. По массовой доле аминов совпадают составы 2 и 4. Количество сшивающих реагентов для составов 1 и 3 представлено в таблице 3.

Таблица 3.

Массовая доля (ω) смолы ЭД-20 в образце и количество ПЭПА, приходящееся на массу смолы, в продуктах на основе исходных составов 1 и 3

№ образца	1-1	1-2	1-3	3-1	3-2
$\omega_{\text{ЭД-20}}$, мас. %	10.1	14.6	26.3	13.5	27.1
ПЭПА/ЭД-20, г/1г	0.42	0.28	0.13	0.53	0.22

Когда для нейтрализации кислот кислого гудрона используется ДЭА, трудно ожидать образования трехмерной полимерной сетки при непосредственном введении в нейтрализованный состав эпоксидной смолы. Полимерную матрицу в нейтрализованном моноамином кислот гудроне создавали внесением обоих сшивающих реагентов – ПЭПА и ЭД-20. Ковалентные связи между компонентами кислого гудрона и полимерной сеткой в этом случае не образуются. Отверждение проводили разными количествами смолы ЭД-20 (от 8.9 до 31.8 мас. %), отношение масс смола/ПЭПА=10/1 сохраняли. При данном соотношении ПЭПА полностью расходуется в реакции с эпоксидными группами, следовательно, теряет способность растворяться в воде.

Для всех полученных на основе составов 1, 3, 4 образцов также изучали вымываемость под действием воды и спирто-бензольной смеси (рисунок 1). Из рисунка 1 (а, б) следует, что при одинаковом количестве эпоксидной смолы убыль массы для нейтрализованных ДЭА образцов заметно выше как в воде, так и в спирто-бензольной смеси (кривые 2 на рисунках 1, 2), чем для составов с ПЭПА. Какие именно соединения экстрагируются водой, обсуждается ниже. Данный результат подтверждает предположение, что сама по себе полимерная сетка в массе кислого гудрона не обеспечивает отсутствия миграции компонентов. Химически соединить компоненты кислого гудрона с эпоксидной матрицей в единую структуру следует признать более эффективным решением.

Рис. 1. Изменение массы образцов отвержденного кислого гудрона при экстрагировании дистиллированной водой (а), спирто-бензольной смесью (б) в зависимости от количества смолы ЭД-20:

- 1 – 5 моль ПЭПА/моль кислот кислого гудрона (исходный состав 2);
- 2 – 3.3 моль ДЭА/моль кислот кислого гудрона (исходный состав 4);
- 3 – 3.4 моль ПЭПА/моль кислот кислого гудрона (исходный состав 3);
- 4 – 1.9 моль ПЭПА/моль кислот кислого гудрона (исходный состав 1)

Сравнение кривых 1, 3 и 4 показывает, что при нейтрализации кислот кислого гудрона избыток ПЭПА можно ограничить количеством ~ 3 моль/моль кислот. Этого достаточно для создания полимерной сетки, обеспечивающей инертность отвержденного композита в воде. При меньших количествах ПЭПА (кривая 4) скорее всего образуется несколько более рыхлая полимерная матрица, не способная полностью иммобилизовать все составляющие.

Из рисунка 1, б также видно, что спирто-бензольная смесь частично растворяет органическую составляющую композитов, но выявленные тенденции сохраняются:

- связывание компонентов кислого гудрона в единую сетку ковалентными связями снижает растворимость (сравним кривые 2 и 1, 3, 4 рисунка 2)
- густота полимерной сетки влияет на степень извлечения органических соединений спирто-бензольной смесью (сравним кривые 1, 3 и 4 на рисунке 2). При низком, менее 2-х моль/моль кислот кислого гудрона, содержании ПЭПА вымываемость заметно выше. Оптимальным при одном и том же количестве ЭД-20 следует считать введение ~ 3.5 моль ПЭПА, как обеспечивающее наиболее низкую порядка 40 % вымываемость.

Итак, чтобы из кислого гудрона получить стабильный, не выделяющий вредных компонентов продукт, необходимо строгое соблюдение определенных соотношений реагентов. Как было показано выше, композит, полученный на основе состава 2 с избыточным количеством ПЭПА, при обработке водой теряет до 1% собственной массы. Какие именно соединения вымываются из образца, показано ИК-спектрометрически.

Спектр поглощения исходного кислого гудрона представлен кривой 1 на рисунке 2. Кривая 2 относится к нейтрализованному ПЭПА и затем отвержденному образцу. ИК-спектр аммонийных солей, образующихся в реакции нейтрализации, получен в модельном эксперименте при взаимодействии ПЭПА с ЛАБСК (кривая 3). Поскольку исследуемые составы являются многокомпонентными системами, однозначное отнесение максимумов в их спектрах затруднено. Однако, сравнивая спектры 1 и 2, мы видим, что в модифицированном кислом гудроне имеются соли органических аминов, отсутствующие в исходном. Об этом свидетельствует полоса поглощения при 2094 см^{-1} [10], обнаруживаемая в спектрах 2 и 3. ИК-спектр, аналогичный представленному кривой 3, имеет и сухой остаток, выделенный из водного экстракта после обработки отвержденного композита. Это позволяет сделать вывод, что избыточное количество амина способно вымываться водой в виде солей с кислотами кислого гудрона.

Рис. 2. ИК-спектры кислого гудрона – (1); отвержденного образца – (2); ЛАБСК, нейтрализованной ПЭПА – (3)

В случае соблюдения оптимальных соотношений реагентов на всех стадиях обработки кислого гудрона (нейтрализации и отверждения) вязко-текучий дурно-пахнущий отход превращается в нейтральный, не имеющий запаха, стабильный при хранении и сохраняющий приданную форму продукт (рисунок 3).

Рис. 3. Исходный кислый гудрон (слева), отвержденные образцы (справа)

Изменение густоты сетки матрицы позволяет менять механические свойства отвержденного композита в широком интервале с получением как твердых, так и обладающих упругими свойствами образцов. Образцы, полученные на основе исходного состава 2 с наибольшим содержанием ПЭПА, характеризовали температурой размягчения (таблица 4). Температура размягчения исходного кислого гудрона составляла 34°C.

Таблица 4.

$T_{киш}$ отвержденных образцов на основе исходного состава 2

№ образца	2-1	2-2	2-3
$T_{киш}, ^\circ\text{C}$	41,0	80.0	136,6

Введение 8 % мас. эпоксидной смолы в нейтрализованный состав вызывает лишь небольшой рост $T_{киш}$. Но дальнейшее увеличение количества ЭД-20 приводит к резкому росту температуры размягчения: при изменении массы смолы в 2 раза (с 8 до 16 % мас.) $T_{киш}$ возрастает более чем в 3 раза.

Низкое содержание смолы позволяет синтезировать композиты, отличающиеся упругостью. За основу был взят исходный состав 3, в который было добавлено 3.5мас.% Al_2O_3 . Содержание смолы ЭД-20 в приготовленных рецептурах приведено в таблице 5. Для данных образцов определяли температурную зависимость деформации при действии фиксированной нагрузки.

Таблица 5.

Термомеханические свойства образцов на основе исходного состава 3

№ образца	Содержание ЭД-20, мас.% в смеси кислый гудрон/ПЭПА/ЭД-20	$T_{\text{размягчения}}, ^\circ\text{C}$	$T_{\text{текучести}}, ^\circ\text{C}$
3-3	4.6	37.5	-
3-4	3.1	37.0	-
3-5	2.3	31.7	47.0
3-6	0.38	<24.0	43.0

Рис. 4. Деформация h образцов 3-3 – (1); 3-4 – (2); 3-5 – (3); 3-6 – (4) при различных температурах

Термомеханические кривые, представленные на рисунке 4, позволяют определить температуры переходов синтезированных материалов из одного деформационного состояния в другое (таблица 5). Из полученных зависимостей видно, что образцы, отвержденные ~2-4.5 % мас. эпоксидной смолы, при комнатной температуре являются твердыми веществами. Температуры размягчения данных образцов невысоки и близки по значению. Для образцов 3-5 и 3-6, отличающихся более низким содержанием ЭД-20, можно выделить два перегиба, которые по аналогии с термомеханическими кривыми полимеров разделяют интервалы обратимых упруго-эластических и пластических деформаций. Таким образом, отверждение нейтрализованного кислого гудрона небольшим (~0.4-2.0 % мас.) количеством эпоксидной смолы позволяет получить материал, в некоторой степени обладающий свойствами эластомера.

Выводы

1. Введение в предварительно нейтрализованный аминами вязко-текучий кислый гудрон эпоксидной смолы ЭД-20 в количестве 8-16 % позволяет получить твердый продукт. Модифицированный введением небольшого (~0.4-2.0 % мас.) количества эпоксидной смолы кислый гудрон проявляет упруго-эластические свойства. Продукт не имеет запаха, что свидетельствует о надежном удержании летучих компонентов в твердой матрице.
2. Отверждение позволяет существенно, до 30-50%, снизить растворимость кислого гудрона в смеси бензол/спирт=60/40 об. % и придать продукту полную устойчивость по отношению к воде.
3. Удержание компонентов кислого гудрона полимерной матрицей при действии растворителей обеспечивается образованием ковалентных связей с веществами кислого гудрона.

Список литературы

1. Fedoseeva E.N. Zorin A.D., Fedoseev V.B., Samsonova L.E., Zanozina V.F. Upward transfer of fuel oil from polluted soil to a layer of clean sand // Pollution Research. - 2015. - Is. 34, № 2. - P. 247-254.

2. Kolmakov G.A., Grishin D.F., Zorin A.D., Zanozina V.F. Environmental aspect of storage of acid tars and their utilization in commercial petroleum products // Petroleum Chemistry. - 2007. - Vol. 47, № 6. - P. 411—422.
3. Шовкопляс Ю.А., Гликин М.А., Тарасов В.Ю. Технико-экономический анализ высокотемпературной переработки кислых гудронов в расплавленной среде // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. - 2014. - № 2/10 (68). - С. 41—44.
4. Жебрыков Е.В., Зорин А.Д., Занозина В.Ф. и др. Экологические и технологические аспекты переработки кислых гудронов // Проблемы региональной экологии. - 2013. - № 2. - С. 163—171.
5. Федосеева Е.Н. Состав и свойства кислых гудронов, нейтрализованных аминами // Вестник научно-технического развития. - 2019. - № 1(137). - С.23-30.
6. Битумы, полимерно-битумные вяжущие, асфальтобетон, полимерасфальтобетон / сост. Л.М. Гохман. - М.: ЗАО «ЭКОН-ИНФОРМ», 2008. - 117 с.
7. The bitumen industry. A global perspective / The Asphalt Institute and Eurobitume. - 2015. - Inf. Ser. - № 230. - 3th Ed. - 60 p. ISBN 978-1-934154-73-1.
8. Комов А.Н., Доильницин В.А., Петропавловский А.Г., Юдин И.В., Гальцев Ю.В. Пластичная матрица для механической иммобилизации лекарственных веществ и косметических средств. Пат. РФ 2189256. Оpubл. 20.09.2002.
9. Делицын Л.М., Власов А.С. Способ иммобилизации и хранения конденсированных вредных веществ. Пат. РФ № 2291004. Оpubл. 10.01.2007.
10. Наканиси Е. Инфракрасные спектры и строение органических соединений. - М.: Мир, 1965. - 220 с.

Дата поступления: 25 февраля 2019 г.