

УДК 621.9

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СИНТЕЗА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО РЕГЛАМЕНТА ВОССТАНОВЛЕНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ СВОЙСТВ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

Пермяков А.А., Ключко А.А., Гасанов М.И.

Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»,  
Украина

*Аннотация.* Рассмотрена математическая модель синтеза технологического регламента восстановления функциональных свойств крупномодульных зубчатых передач в задачах моделирования технологических процессов оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки изношенных и восстанавливаемых крупногабаритных зубчатых колес методами технологического воздействия с учетом специфических условий износа и восстановления эксплуатационных свойств зубчатых колес.

*Ключевые слова:* математическая модель, синтез, технологический регламент, восстановление, функциональные свойства, крупномодульные зубчатые передачи

Задачи моделирования технологических процессов оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки изношенных и восстанавливаемых крупногабаритных зубчатых колес предлагается решать методами технологического воздействия с учетом специфических условий формообразования зубчатых колес [1, 2].

Анализ причин выхода из строя крупногабаритных зубчатых колес показал, что в 90% разрушение крупногабаритных зубчатых колес начинается с поверхностного слоя по причине появления микротрещин, абразивного износа, выкрашивания активных поверхностей зубьев, отслаивания поверхностного слоя зубьев, прогрессирующего заедания, пластических деформаций зубьев [3, 4].

При зубофрезеровании эвольвентной поверхности зубчатого колеса перемещение режущего лезвия инструмента из начального положения в конечное положение под действием управляющих воздействий и может быть осуществлено по различным траекториям в рамках технологических и технико-экономических ограничений. Каждой траектории соответствует определенное значение критерия оптимальности. Геометрия проектируемой передачи определяется параметрами исходного контура инструмента и его смещениями при нарезании колес передачи. Поэтому при проектировании прежде всего следует задать исходный производящий контур инструмента и выбрать расчетные смещения. Если цилиндрическое зубчатое колесо нарезается реечным инструментом, то станочное зацепление рассматривают в торцовой плоскости, перпендикулярной оси зубчатого колеса.

При изготовлении цилиндрических зубчатых колёс, работающих при высоких знакопеременных нагрузках в условиях высоких контактных напряжений, требуется выдерживать заданные параметры качества поверхностного слоя, в частности шероховатость поверхности, глубину и степень наклепа, остаточные напряжения. На основании обобщенных теоретических зависимостей, устанавливающих взаимосвязь критериев качества поверхностного слоя с технологическими параметрами процесса резания разработана методика расчетного определения остаточных напряжений в поверхностном слое обрабатываемых изношенных и восстановленных крупногабаритных зубчатых колес червячными модульными и специальными немодульными фрезами при скоростном зубофрезеровании. Методика расчетного определения остаточных напряжений в поверхностном слое позволяет назначить режимы резания исходя из требуемой величины

шероховатости, глубины наклепа, уровня остаточных напряжений.

Расчет остаточных напряжений, обусловленных структурными и фазовыми превращениями основывается на расчете температурных остаточных напряжений и остаточных напряжений, обусловленных силовым воздействием на поверхностный слой. Поскольку остаточные напряжения являются упругими, для сложения упругих остаточных напряжений используется метод наложения, суммарные остаточные напряжения определяются алгебраическим суммированием температурных и силовых остаточных напряжений. Для того чтобы определить остаточные напряжения от каждого фактора в отдельности, необходимо установить закономерность распределения температуры в поверхностном слое обрабатываемых цилиндрических закалённых крупномодульных зубчатых колёс, а также определить усилия резания, действующие на обрабатываемую поверхность.

Температурные остаточные напряжения определяются алгебраическим сложением напряжений, возникающих в поверхностном слое при нагревании и охлаждении, причем они могут появиться только в том случае, если напряжения при нагревании превышают предел текучести.

В формуле (1) приведен расчет для определения температурных остаточных напряжений при обработке цилиндрических крупномодульных зубчатых колёс червячными модульными и специальными немодульными фрезами при скоростном зубофрезеровании.

$$\sigma_{\text{ост.т}} = -\sigma_{\text{T}} + \frac{\beta_{\text{л}} A_1 E_{\text{д}}}{1-\mu} \left\{ \left( \frac{H-y+a_1}{a_1} \right)^{x_1} - \frac{a_1^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2}}{a_1^{x_2} (1+x_2) H} \right\}, \quad (1)$$

где  $H$  – твердость обрабатываемого зубчатого колеса;  $H_{\text{В}}$ ,  $\sigma_{\text{ост. Т}}$  – напряжения на поверхности при охлаждении;  $y$  – глубина залегания рассматриваемого слоя от поверхности;  $y_{\text{он}}$   $y_{\text{оо}}$  – границы раздела упругих и пластических деформаций при нагревании и пластических деформаций при нагревании и охлаждении;  $\sigma_{\text{T}}$  и  $E_{\text{д}}$  – предел текучести и модуль упругости обрабатываемого материала;  $\beta_{\text{л}}$  и  $\mu$  – коэффициент температурного линейного расширения и коэффициент Пуассона обрабатываемого материала;  $A_i$  и  $x_2$  – величины, определяющие значение температуры в поверхностном слое обрабатываемой детали;  $a_i$  – переменная толщина среза при встречном зубофрезеровании;  $a_i = S_z \sin \Psi \sin \varphi$ ;  $S_z$  – подача на зуб;  $\varphi$  – угол профиля зуба фрезы.

Остаточные напряжения, обусловленные силовым воздействием на поверхностный слой, определяются в соответствии с теоремой Генки о разгрузке как разность напряжений, возникающих при нагружении  $\sigma_{\text{фнкТ}}$  и разгрузке  $\sigma_{\text{нрт}}$ .

Фиктивные напряжения определялись по формулам (4.6):

$$\begin{aligned} \sigma_x &= -\frac{\tau_p}{2\pi} \left\{ \psi_1 \left[ B; \frac{y}{h}; \frac{h}{a_1} \right] - \frac{b}{b_1 \cos \alpha} \xi_2 \left[ \frac{y}{h}; B; \frac{\Delta}{\Delta_1} \right] \right\} \frac{1}{1-\mu^2}; \\ \sigma_y &= -\frac{\tau_p}{2\pi} \left\{ \psi_2 \left[ B; \frac{y}{h}; \frac{h}{a_1} \right] - \frac{b}{b_1 \cos \alpha} \xi_2 \left[ \frac{y}{h}; B; \frac{\Delta}{\Delta_1} \right] \right\} \frac{1}{1-\mu^2}; \\ \sigma_{xy} &= \frac{\tau_p}{2\pi} \left\{ \psi_3 \left[ B; \frac{y}{h}; \frac{h}{a_1} \right] - \frac{b}{b_1 \cos \alpha} \xi_3 \left[ \frac{y}{h}; B; \frac{\Delta}{\Delta_1} \right] \right\} \frac{1}{1-\mu^2}, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\tau_p$  – сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу;  $b_i$  – ширина среза;  $b$  – периметр рабочих частей режущих кромок;  $\Delta$  – длина площадки контакта задней поверхности фрезы с обрабатываемой поверхностью;  $\Delta_1$  – проекция поверхности сдвига на горизонтальную плоскость;  $h$  – глубина залегания опережающих пластических деформаций в поверхностном слое;  $B$  – критерий, характеризующий угол схода стружки;  $\alpha$  и  $\gamma$  – задний и передний углы фрезы.

Истинные напряжения определяются также по формулам (3) при условии, что  $y$  соответствует глубине залегания пластических деформаций. Условие пластичности

определяется по теории М. Хубера – Р. Мизеса.

При анализе шероховатости обработанной поверхности на формирование неровностей обработанной поверхности при встречном фрезеровании оказывают влияние радиус округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$ , параметры инструмента, изменяемая во времени геометрия сечения среза  $a_i = Sz \cdot \sin \Psi \cdot \sin \varphi$ , объём и скорость пластического деформирования металла, обусловленные комплексом температурно-силовых явлений, возникающих в зоне резания (рис. 1).

С учетом этого

$$R_z = \left\{ \frac{a_i^{0,125} b_1^{0,7} c \theta \rho^{0,1} a^{0,43} \left[ 2,85 \sin^{0,115} \alpha V^{0,57} a_1^{0,345} \lambda b^{0,3} + 0,6625 \lambda \rho^{0,57} \rho^{0,075} \right]}{V \lambda \sin^{0,165} \alpha} \right. \\ \left. - 0,5 \tau \rho \cdot b \left[ \arccos \left( 1 - a_2 B^{-b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x_2}} \right) + \frac{a_2 B^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x_2}}}{\sin \alpha (\cos \gamma + B \sin \gamma)} + \frac{\delta}{\rho} \right] \cos \alpha \right\} \frac{1}{K_\rho} \quad (4)$$

$$\cdot \frac{t \tau \rho \left[ 1 + \frac{1}{B} + \operatorname{tg}(\operatorname{arctg} B - \gamma) \right]}{}$$

где  $K_\rho$  – коэффициент эффективности формообразования поверхностного слоя;  $c_p$  – удельная объёмная теплоемкость обрабатываемого материала;  $\theta$  – температура в зоне резания;  $\rho_i$  – радиус округления режущей кромки фрезы;  $t$  – глубина резания;  $\delta$  – длина площадки износа по задней поверхности фрезы;  $\alpha$  – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала;  $V$  – скорость резания;  $\lambda$  и  $\lambda_p$  – коэффициенты теплопроводности обрабатываемого и инструментального материалов;  $\varphi$  – угол исходного профиля  $20^\circ$ ;  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  – величины, зависящие от условий обработки (угла схода стружки).

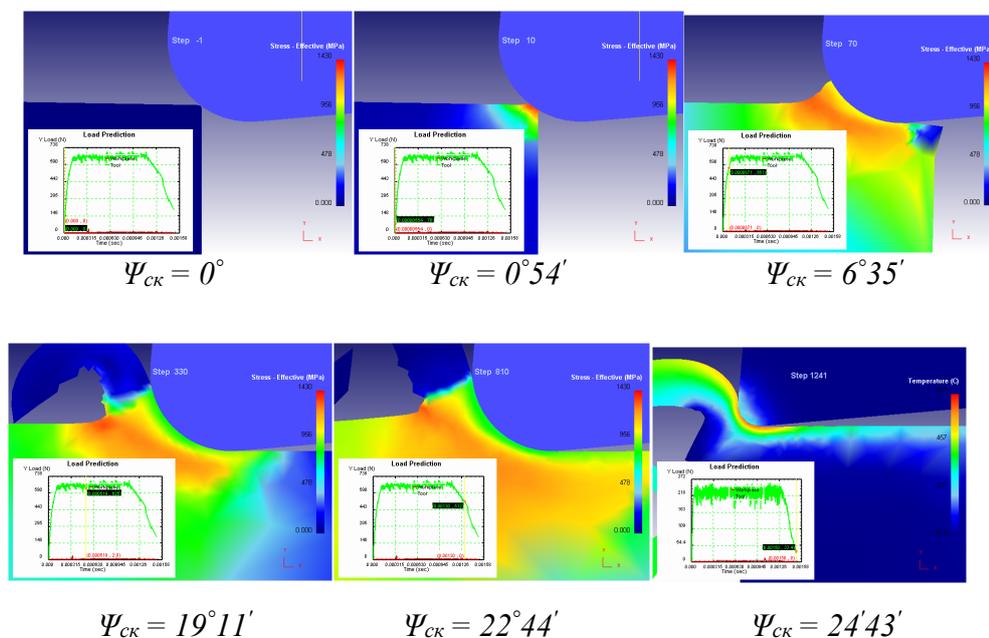


Рис.1 – Последовательность моделирования формообразования

Глубины залегания остаточных напряжений поверхностного слоя  $h_c$  и схода стружки при скоростном зубофрезеровании при значениях радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho = 0,300$  мм в зависимости от угла скольжения  $\Psi_{ск}$

Результаты исследований позволяют решать задачи по определению параметров поверхностного слоя обрабатываемой детали, а также назначать технологические условия обработки, обеспечивающие заданные техническими условиями параметры поверхностного слоя. Методика выбора, назначения, технологического и метрологического обеспечения системы параметров поверхностного слоя цилиндрических крупномодульных зубчатых колёс показывает, что эксплуатационные свойства цилиндрических крупномодульных зубчатых колёс в значительной степени определяются системой параметров их поверхностного слоя.

**Литература:**

1. Актуальность дифференцированного и комплексного прогнозирования в условиях имитационного моделирования технологического обеспечения эксплуатационных свойств крупномодульных зубчатых колес / А.А. Пермяков, А.Н. Шелковой, А.А. Клочко, А.А. Охрименко, М.И. Гасанов // Збірник наукових праць. Прогресивні технології в машинобудуванні: Тези докладів VII-ої Всеукраїнської науково-технічної конференції, 5-9 лютого 2018 р. – Національний університет «Львівська політехніка». – Львів, 2018. – С. 127–129.;
2. Технология ремонта и восстановления крупномодульных закаленных зубчатых колес методом высокоскоростной лезвийной обработки / А.А. Клочко, А.Н.Шелковой, В.Ф. Шаповалов, А.В. Беловол, О.А. Анцыферова // [Сучасний стан наукових досліджень та технологій в промисловості](#). – Харків. 2017. – № 2 (2). – С. 38–47.;
3. Трибологический метод выбора технологического регламента при скоростном лезвийном зубофрезеровании / Н.С. Равская, А.А. Охрименко, А.А. Клочко, М.И. Гасанов // Труды Двадцать седьмой международной конференции «Новые технологии и в машиностроении» (3-8 сентября 2017 г., Коблево). – Харьков: НАКУ «ХАИ». – 2017. – С.19-20.
4. Клочко О. О. Технологічні параметри розрахунку товщини шару мастила в косозубих циліндричних зубчастих колесах з гідродинамічними карманами / О. О. Клочко, Д. О. Кравченко, Т В. Терещенко // Наукові нотатки : міжвуз. зб. – Луцьк, 2016 – Вип. 53. – С. 68–78.