

УДК621.834



О.В. Якімов,
д.т.н., професор,
Одеський національний
політехнічний
університет



О.О. Якімова,
старший викладач,
Одеський національний
політехнічний
університет



П.О. Якімов,
асистент,
Одеський
національний
політехнічний
університет,
pasha4851@mail.ru



І.М. Іваніщева,
старший викладач
Одеський
національний
політехнічний
університет

ТЕПЛОВЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ЗУБОШЛИФОВАНИИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТАРЕЛЬЧАТЫМИ И ПРОФИЛЬНЫМИ КРУГАМИ

О.В. Якімов, О.О. Якімова, П.О. Якімов, І.М. Іваніщева. *Теплові процеси при зубошліфуванні зубчатих колес тарельчатими та профільними кругами.* В статті розглянуто вплив границ на температуру шліфування. Приведені аналітичні залежності для розрахунку температурних полів при шліфуванні зубчатих колес, працюючих двома тарельчатими і профільним кругом. Розглянуто вплив нерівномірності розподілу припуску на работоспособність зубчатих колес. Розглянуто зустрічне і попутне шліфування. Доказано, що зустрічне шліфування має меншу теплонапруженість. Дані практичні рекомендації по зменшенню теплонапруженості процесу шліфування.

A.V.Yakimov, O.A.Yakimova, P.O. Yakimov, I.N. Ivanisheva. *Heat processes at toothed gear wheel grinding by the dish and form wheels.* The development of projects in labor protection. In the article influence of borders is considered on the grinding temperature. Analytical dependences over are brought for the calculation of the temperature fields at grinding of gear-wheels working by two dish wheels and a profile one. Influence of unevenness of the stock to be removed distribution is considered on the workability of gear-wheels machined. The climb and down grinding are considered. It is well-proven that the climb grinding has less grinding temperature. Practical recommendations are given on reduction of the grinding temperature.

Из опыта эксплуатации редукторов известно немало случаев преждевременного выхода из строя зубчатых колес. Статистические наблюдения за характером дефектов показали, что примерно 40% зубчатых колес имеют характер дефекта – скол головки зуба.

В данной статье поставлена задача: изучить причины разрушения зубчатых колес и наметить конкретные мероприятия по их устранению.

При шлифовании зубчатых колес на станках, работающих тарельчатыми кругами, при обкатке зона контакта, перемещаясь по боковой поверхности зуба, встречает на своем пути торец, который является границей, препятствующей свободному распространению тепла по направлению движения теплового источника. При этих условиях температура на торце возрастает, примерно, на 30-40% по сравнению с температурой полубесконечного тела [1]. Тепловой источник, пересекая ребро, изменяет свое направление движения, осуществляя при этом вторичный нагрев ребра. Заторможенный тепловой поток направляется в глубинные слои параллельно торцу зуба и на пути встречает новые преграды – обратную сторону зуба шестерни. Это способствует дополнительному увеличению температуры на поверхности торца. Чтобы определить влияние границы, препятствующей свободному прохождению тепла в глубинные слои материала, был проведен металлографический анализ структуры материала [4].

На основании проведенного анализа установлено, что при скоростях перемещения теплового источника в области головки зуба $v_{ycm} = 0,001 - 0,0005$ м/с тонкостенными считаются детали толщиной 3,5-4,0 мм. Следовательно, для зубчатых колес $m = 2 - 2,5$ мм, обратная сторона зуба будет оказывать влияние на температуру шлифования поверхности торца. Проведенный анализ тепловых процессов показал, что температура на торце может превышать температуру аустенитного превращения.

Зона контакта за период обкатки проходит путь от головки к ножке и обратно. За это время, ранее нагретое ребро, охлаждается. В реальных условиях при зубошлифовании каждая точка боковой поверхности зуба подвергается многократному тепловому воздействию. За период прохождения зоны контакта в направлении продольной подачи происходит большое количество обкаточных движений, сопровождающихся большим числом нагревов и охлаждений.

При шлифовании зубчатых колес на станках работающих двумя тарельчатыми кругами скорость перемещения теплового источника изменяется по синусоидальному закону. Следовательно, температура в зоне контакта по высоте зуба будет изменяться.

Температуру в зоне контакта на головке можно определить по следующей формуле

$$T = \sum_{k=0}^{k=n_1-1} 1,3 \cdot \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_2} \cdot \int_{-[Z-(n_1-k) \cdot L]-H}^{-[Z-(n_1-k) \cdot L]+H} e^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi +$$

$$+ \sum_{k=0}^{k=n_1-1} \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_2} \cdot \frac{\int_{-[Z-(n_1-k) \cdot L]-H}^{-[Z-(n_1-k) \cdot L]+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi}{-} + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_2} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Z = n_1 \cdot L$, $n_1 = \frac{\sqrt{D_{kp} \cdot 0,7m + (0,7m)^2}}{S}$;

q_1 и q_2 – интенсивность теплового потока при движении источника с ребра на ребро;

a – температуропроводность;

λ – теплопроводность;

v_2 – скорость теплового источника на головке;

n – общее количество нагревов;

S – продольная подача за один двойной ход стола.

Уравнение, описывающее температуру в зоне контакта на делительной окружности имеет вид:

$$T = \sum_{k=0}^{k=n_2-1} 1,3 \cdot \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_{\partial.o.}} \cdot \frac{\int_{-[Z-(n_2-k) \cdot L]-H}^{-[Z-(n_2-k) \cdot L]+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi}{-} + \sum_{k=0}^{k=n_2-1} \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_{\partial.o.}} \cdot \frac{\int_{-[Z-(n_2-k) \cdot L]-H}^{-[Z-(n_2-k) \cdot L]+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi}{-} + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_{\partial.o.}} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Z = n_2 \cdot L$, $n_2 = \frac{\sqrt{D_{kp} \cdot 0,5 \cdot m + (0,5 \cdot m)^2}}{S}$, $v_{\partial.o.}$ – скорость обкатки на делительной окружности.

Аналитическое выражение, описывающее температуру в зоне контакта на ножке имеет вид:

$$T = \sum_{k=0}^{k=n_3-1} 1,3 \cdot \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_H} \cdot \frac{\int_{-[Z-(n_3-k) \cdot L]-H}^{-[Z-(n_3-k) \cdot L]+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi}{-}$$

$$+ \sum_{k=0}^{k=n_3-1} \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_H} \cdot \frac{\int_{-[Z-(n_3-k) \cdot L]-H}^{-[Z-(n_3-k) \cdot L]+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi}{-} + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_H} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Z = n_3 \cdot L$, $n_3 = \frac{\sqrt{D_{kp} \cdot h + h^2}}{S}$, v_H – скорость обкатки на ножке,

$h = 0,5 - 0,7$ мм, тільки для станків МААГ і $h = \sqrt{D_{kp} \cdot t}$ – для всіх дру-
гих станків.

Приведенные уравнения описывают температуру при шлифовании зубчатых колес на станках работающих двумя тарельчатыми кругами (МААГ), настроенных на 0-ю исходную режущую рейку. Учитывая, что станки подобного типа могут быть настроены на 15°-ю рейку, рассмотрим уравнение для расчета температур при зубошлифовании с 15°-й рейкой.

Уравнение для расчета температуры на головке имеет вид:

$$T = 1,3 \cdot \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_2} \cdot \int_{Y_1-H}^{Y_1+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_2} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Y_1 = 6H$.

Уравнение, описывающее температуру в зоне контакта на делительной окружности имеет вид:

$$T = \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_{\partial.o.}} \cdot \int_{Y_2-H}^{Y_2+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_{\partial.o.}} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Y_2 = (2m + 5h) \cdot \frac{v_{cp}}{2a}$, $v_{cp} = \frac{v_2 + v_{\partial.o.}}{2}$.

Уравнение, описывающее температуру в зоне контакта на ножке имеет вид:

$$T = \sum_{k=0}^{k=n_3-1} \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_n} \cdot \int_{Y_3-H}^{Y_3+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_n} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Y_3 = (2,2m + 2h) \cdot \frac{v_{cp}}{a}$, $v_{cp} = \frac{v_n + v_2 + v_{\partial.o.}}{3}$.

Уравнение, описывающее температуру в зоне контакта при шлифовании зубчатых колес профильным кругом на станках МСЗ-5861 имеет вид:

$$T = 1,3 \cdot \frac{q_1 \cdot a}{\lambda \cdot v_{уст}} \cdot \int_{Y_4-H}^{Y_4+H} \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi + \frac{q_2 \cdot a}{\lambda \cdot v_{уст}} \cdot \int_{-2H}^0 \ell^{-\xi} \cdot Ko \cdot \xi d\xi,$$

где $Y_4 = 5H$, $v_{уст}$ – скорость стола зубошлифовального станка.

Из анализа приведенных формул установлено, что при зубошлифовании максимальная температура возникает на станках, работающих двумя тарельчатыми кругами с 0 – й исходной режущей рейкой.

При зубошлифовании температура в зоне контакта превышает температуру аустенитного превращения, т.е. на головке и на ножке она достигает

800-1300°C. Для підтвердження були проведені металлографічні дослідження, в результаті яких було встановлено, що на кромці торця проглядається біла нетравлящаяся полоска підвищеної твердості. Для оцінки напруженості поверхнового шару на ребрі торця, необхідно знати при яких температурах відбулося зворотне мартенситне перетворення.

На рисунку 1 показана залежність температури початку і кінця мартенситного перетворення від процентного вмісту вуглецю.

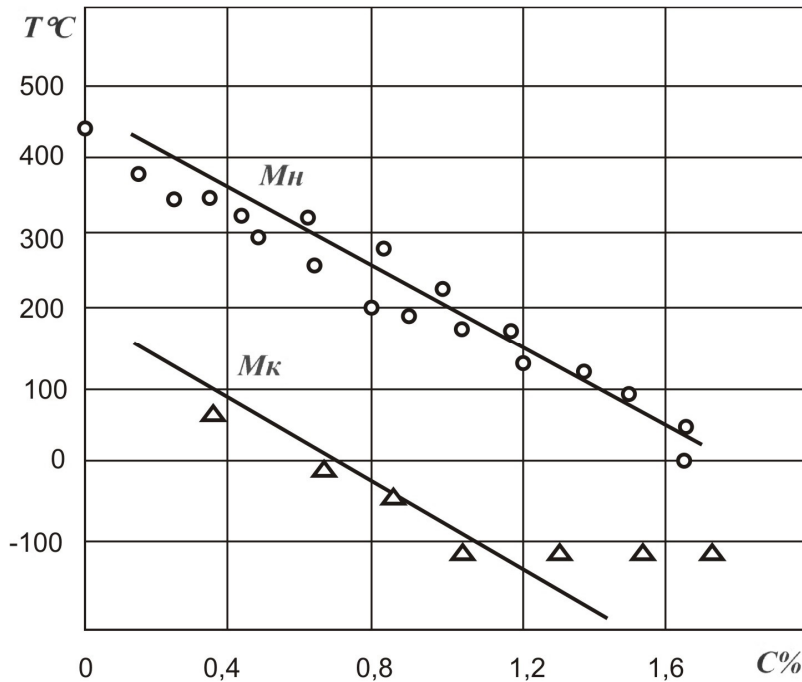


Рис. 1. Залежність температур початку і кінця мартенситного перетворення від процентного вмісту вуглецю

При процентному вмісті вуглецю $C = 0,8\%$ температура початку мартенситного перетворення дорівнює 250°C . При процентному вмісті вуглецю $C = 1,3\%$ температура початку мартенситного перетворення дорівнює 100°C .

Торці зубчатих колес мають процентний вміст вуглецю $C \approx 1,3-1,4\%$. При цих умовах температура початку мартенситного перетворення на торцях дорівнює $70-100^{\circ}\text{C}$. Відповідно, за період охолодження в інтервалі температур $850-100^{\circ}\text{C}$ на поверхні формуються великі тимчасові термопружні напруження.

На рисунку 2 показано характер зміни температури в межах зони контакту і крива зміни тимчасових термопружних напружень за період охолодження.

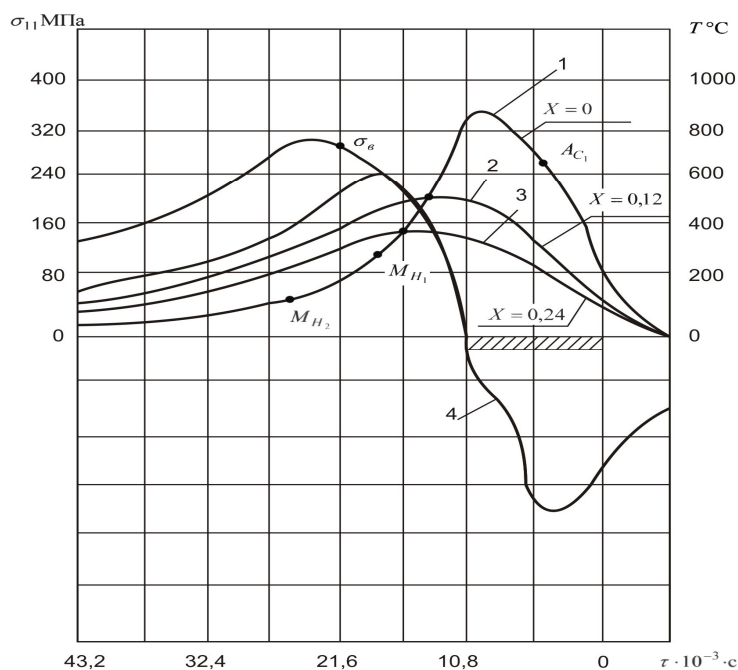


Рис.2. Характер изменения температуры на поверхности и в глубинных слоях зуба, и кривая изменения временных термоупругих напряжений за период охлаждения

Временные термоупругие напряжения возрастают до температуры начала мартенситного превращения. После точки мартенситного превращения временные термоупругие напряжения уменьшаются, т.к. этот процесс сопровождается увеличением объема структуры материала поверхности.

По формуле Писаренко-Лебедева [2] с использованием материалов Сазонова И.П. [3] были проведены расчеты временных термоупругих напряжений, величина которых достигает 290 кг/мм^2 , т.е. величина временных термоупругих напряжений превышает предел прочности материала. При этих условиях на торце зубчатого колеса будут возникать микротрещины, которые в дальнейшем в процессе эксплуатации приводят к разрушениям зубчатых колес.

Для уменьшения напряжений необходимо снижать температуру на торце зубчатого колеса. Для этого достаточно перед операцией зубошлифования оставить на торце омедненный слой, который создает условие отвода тепла от торца зубчатого колеса. При этих условиях температура на торце не будет достигать температуры аустенитного превращения. На торце произойдет отпуск с образованием трооститно-сорбитной структуры отпуска. Временные термоупругие напряжения не достигнут при этих условиях предела прочности материала.

Следует заметить, что устранение шлифовочных дефектов еще не гарантирует работоспособность зубчатого колеса в процессе эксплуатации. Для обеспечения долговечности зубчатых колес необходимо не только устранить шлифовочные дефекты, но и устранить влияние технологической наследственности на работоспособность зубчатых колес.

В процессе изготовления зубчатых колес изменяется точность их параметров. Проведенные статистические наблюдения за характером изменения точности в процессе их изготовления показали, что перед операцией зубошлифования точность зубчатых колес по некоторым параметрам достигает 11-й – 12-й степени. Следовательно, при зубошлифовании необходимо повысить точность с 11-12 степени до 4-й. Это можно осуществить, если будет предусмотрен достаточный припуск под операцию зубошлифования. При зубофрезеровании и зубодолблении припуск под зубошлифование обычно равен 0,2 мм – 0,3 мм на сторону. Но после химико-термической обработки: цементации при $t=900^{\circ}\text{C}$ и выдержке 8-10 часов и закалке при $t=840^{\circ}\text{C}$ и охлаждении в масле зубчатые колеса деформируются.

Деформация зубчатых колес вызывает неравномерность снимаемого припуска с боковых поверхностей зубьев. Бывают случаи, когда на зубе с одной стороны удаляется припуск 0,3-0,4 мм, а с другой стороны 0,03-0,05 мм. При данной неравномерности снимаемого припуска при зубошлифовании можно получить 4-ю степень точности зубчатого колеса, исключив при этом шлифовочные дефекты, т.е. обеспечить требования регламентируемые рабочим чертежом. Однако выполнение технических условий чертежа еще не гарантирует работоспособность зубчатого колеса в процессе эксплуатации.

Неравномерность снимаемого припуска вызывает следующие негативные последствия.

Удаление с поверхности зуба слоя равного 0,3-0,4 мм уменьшает глубину цементированного слоя, при этом уменьшается процентное содержание углерода, снижается твердость от HRC 60 – 62 до HRC 56 – 57 единиц. При этих условиях в процессе эксплуатации на зубе будет возникать питтинг (выкрашивание поверхности зуба).

Удаление припуска 0,03-0,05 мм приводит к тому, что обезуглероженный слой, равный 0,1 мм, который возникает при закалке, не будет удален при зубошлифовании. Следовательно, обезуглероженный слой будет иметь заниженную твердость и в процессе эксплуатации на данной поверхности возникнет питтинг.

Для устранения подобного дефекта необходимо уменьшать неравномерность припуска на боковых поверхностях зубьев. Для уменьшения неравномерности распределения припуска закалку следует проводить в штампах.

Наличие питтинга приводит к преждевременному выходу из строя зубчатых колес, т.е. к их разрушению.

При шлифовании зубчатых колес профильными кругами на боковых поверхностях зубьев часто возникают прижоги и трещины. Для устранения

шлифовочных дефектов необходимо управлять теплонапряженностью процесса. Температуру в зоне шлифования можно рассчитать по формуле

$$T = \frac{q \cdot a}{\lambda \cdot v_u} \cdot \int_{-Y-H}^{-Y+H} e^{-\xi} \cdot k_0 \cdot \xi^2 \cdot d\xi + \frac{q \cdot a}{\lambda \cdot v_u} \cdot \int_{-2H}^0 e^{-\xi} \cdot k_0 \cdot \xi^2 \cdot d\xi,$$

где $H = \frac{h \cdot v_u}{2 \cdot a}$ – безразмерная полуширина источника;

$q = \frac{P_z \cdot V_{kp}}{S}$ – интенсивность теплового потока;

λ – коэффициент теплопроводности;

$y = \frac{v_u}{a} \sqrt{D_{kp} \cdot 2,2 \cdot m + (2,2 \cdot m)^2}$;

k_0 – функция Бесселя первого рода нулевого порядка.

При движении теплового источника по направлению зуба встречается торец, который является границей, препятствующей свободному прохождению тепла в направлении движения источника.

Характер формирования температурного поля вблизи адиабатической границы – торца зубчатого колеса рассмотрен в работе [1].

Расчеты произведены для случая шлифования образцов из стали 12Х2Н4А при скорости перемещения теплового источника $V_{\partial} = 3 \text{ м/мин}$. По мере приближения источника к адиабатической стенке максимальная температура возрастает. Для рассматриваемого случая, когда источник сошел с детали на 70%, безразмерная температура на ребре клина увеличилась на 50% - с 0,3 до 0,46, а максимальная температура на задней кромке источника на 33% - с 0,4 до 0,53. (Рис.3)

Как видно, границы обрабатываемых деталей в направлении движения источника играют роль адиабатических преград, вблизи которых накапливается тепло. В силу этого области, расположенные вблизи таких границ, оказываются в более теплонапряженных условиях.

Высокая теплонапряженность на торце зубчатых колес часто вызывает появление шлифовальных трещин, которые в процессе эксплуатации зубчатых колес, являются причиной их разрушения.

Проведенный анализ тепловых процессов при шлифовании зубчатых колес профильным кругом показал, что для устранения шлифовочных дефектов необходимо назначать режимы шлифования с учетом температуры, возникающей на торце зубчатого колеса.

При шлифовании зубчатых колес профильным кругом процесс обработки протекает при встречном и попутном шлифовании.

Для математического описания траектории движения абразивных зерен при встречном и попутном шлифовании примем следующую расчетную схему [2].

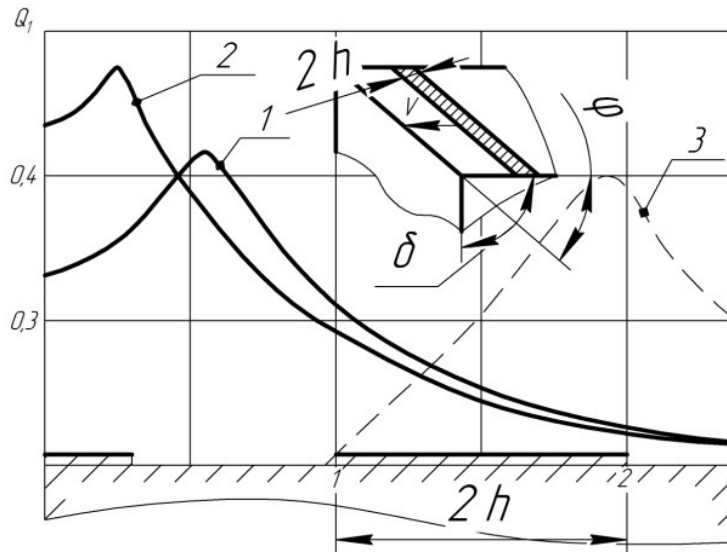


Рис. 3. Расчетная тепловая схема и изменение безразмерной температуры под источником в момент, когда он сошел с ребра клина на 30% (кривая 1), на 70% (кривая 2) и находится на расстоянии от ребра (кривая 3)

Расположим начало прямоугольной системы координат в точке, лежащей на глубине t от необработанной поверхности. Ось Y перпендикулярна обработанной поверхности и направлена к центру круга, а ось X параллельна обработанной поверхности и совпадает с направлением движения детали при встречном шлифовании. В этой системе координат шлифовальный круг вращается с угловой скоростью ω относительно центра координат со скоростью V_δ . Координаты траектории абразивных зерен будут меняться со временем по следующему закону:

$$\begin{aligned} \text{При встречном шлифовании } x &= -R \cdot \sin \omega \tau + V_\delta \tau; \\ y &= R \cdot (1 - \cos \omega \tau); \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{При попутном шлифовании } x &= x_0 - R \cdot \sin \omega \tau + V_\delta \tau; \\ y &= -R \cdot (1 - \cos \omega \tau) + y_0; \end{aligned}$$

$$\text{где } y_0 = t; \quad x_0 = R \cdot \sin \alpha = R \cdot \sin \left(\arccos \frac{R-t}{R} \right);$$

τ – время контакта абразивного зерна с деталью.

Проекция линии контакта на ось X будет:

$$L_x = R \cdot \sin\left(\arccos\frac{R-t}{R}\right) \pm \frac{V_d}{\omega} \cdot \arccos\frac{R-t}{R}. \quad (1)$$

Знак «+» второго слагаемого правой части выражения (1) соответствует встречному, а знак «-» попутному шлифованию. После соответствующих преобразований уравнение (1) примет вид:

$$L_x = R \cdot \sin\left(\arccos\frac{R-t}{R}\right) \pm \frac{V_d}{60 \cdot V_{kp}} \cdot \arccos\frac{R-t}{R}. \quad (2)$$

При встречном шлифовании протяженность проекции контакта зерна с деталью на ось X возрастает, а при попутном – уменьшается на величину второго слагаемого правой части (2).

На основании проведенных расчетов по формуле (2) установлено, что изменения проекции длины контакта зерен круга с деталью, главным образом, зависят от соотношения скоростей круга и детали, и в значительно меньшей степени от остальных параметров шлифования.

Установлено, что при изменении длины контакта зерен круга с металлом при попутном и встречном шлифовании в диапазоне изменения глубин от 0,01 до 0,1 составляет 1,68%. При встречном шлифовании толщина среза абразивного зерна определяется:

$$a_z = \sqrt{C_1 + C_2 \cdot \sin\left(\omega\tau + \frac{\Delta\alpha}{2}\right)}$$

где $C_1 = 2 \cdot R^2 \cdot (1 - \cos\Delta\alpha) + (V_d \cdot \tau)^2$,

$$C_2 = 4 \cdot R \cdot V_d \cdot \Delta\tau \cdot \sin\frac{\Delta\alpha}{2};$$

Для малых значений углов $\Delta\alpha = \frac{a'}{R}$;

a' - расстояние между двумя режущими зернами;

$$\omega = \frac{1000 \cdot V_{kp}}{R}.$$

При попутном шлифовании толщина среза абразивных зерен определяется:

$$a_z = \sqrt{C_1 + C_2 \cdot \sin\left(\alpha_0 - \omega\tau + \frac{\Delta\alpha}{2}\right)},$$

$$\text{где } \alpha_0 = \arccos \frac{R-t}{R}.$$

На основании проведенных расчетов установлено, что при встречном шлифовании толщина среза металла наименьшая на входе абразивных зерен и наибольшая на выходе зерен из контакта с металлом.

При попутном шлифовании толщина среза металла наибольшая при врезании и наименьшая при выходе зерна из металла.

При встречном шлифовании в зону резания вступают охлажденные зерна. При этих условиях тепловой поток направлен в сторону круга.

При попутном шлифовании, прежде чем попасть в зону максимальных температур, зерна должны произвести работу микрорезания в пределах всей зоны контакта. При этих условиях тепловой поток от нагретых зерен направлен в сторону детали, что повышает температуру в зоне контакта.

Установлено, что при встречном шлифовании на передней кромке теплового источника наблюдается резкое повышение контактной температуры до максимальной с последующим понижением к задней кромки источника.

При попутном шлифовании температура на передней кромке источника растет медленнее, чем при встречном.

Монотонный рост температуры до максимальной продолжается вплоть до выхода зерен круга из зоны контакта.

Проведенные исследования показали, что попутное шлифование имеет большую температуру по сравнению со встречным шлифованием.

Поэтому рекомендуется обработку зубчатых колес осуществлять при встречном шлифовании за счет реверсирования круга в момент выхода его из зоны контакта.

Температура в зоне контакта зависит не только от режимов шлифования, но и от параметров зубчатого колеса: модуля – m и числа зубьев – z .
Температура

$$T \equiv c \cdot q \cdot \sqrt{\tau},$$

где $\tau = \frac{h}{v_u}$ – время воздействия теплового источника;

$h = \sqrt{2 \cdot \rho \cdot t}$ – ширина зоны контакта;

ρ – радиус кривизны эвольвенты зуба в зоне делительной окружности;

$\rho = m_z \cdot \sin 20^\circ$, где 20° – угол зацепления зубчатого колеса.

Как видно, время воздействия теплового источника зависит от модуля и числа зубьев, следовательно, и температура T зависит от этих параметров.

С увеличением ширины зоны контакта h возрастает площадь S контакта. С увеличением площади контакта увеличивается количество режущих зе-

рен и, как следствие, возрастает сила резания P_z . Интенсивность теплового

потока равна $q = \frac{P_z \cdot V_{kp}}{S}$.

Из проведенного анализа установлено, что с увеличением модуля и числа зубьев интенсивность теплового источника при определенных условиях может незначительно возрастет, оставаться неизменной или уменьшаться.

Следовательно, при расчете температуры в зоне контакта необходимо учитывать не только режимы шлифования – глубину резания, подачу, скорость источника, скорость круга, но и геометрические параметры зубчатых колес – модуль и число зубьев.

Литература

1. Якимов А.В., Напарьин Ю.А., Паршаков А.Н. Причины возникновения шлифовальных трещин. Вестник машиностроения № 8, 1974. С.46-49.
2. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. – Киев: Наукова думка, 1976. – 416 с.
3. Якимов А.В., Григорьян Г.Д., Усов А.В., Сазонов И.П. Влияние термомеханических напряжений на трещинообразование при шлифовании цементируемых сталей //Резание алмазно – абразивными инструментами: Тез. докл. Всес. науч.- техн. конф. «Алмазы –81», Харьков, октябрь, 1981/ ХПИ. – Харьков, 1981. – С.290-292.
4. Якимов А.А. Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес. – Астропринт. 2003. – 453 с.