

Д. И. Волков, А. А. Коряжкин

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУР МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ РАЗНОСТЕЙ ПРИ ЛЕНТОЧНОМ ШЛИФОВАНИИ С ПОСТОЯННЫМ УСИЛИЕМ ПРИЖИМА ПРИ КОСОУГОЛЬНОЙ СХЕМЕ ЛЕНТОЧНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Исследования направлены на изучение распределения температур при ленточном шлифовании с использованием схемы с разворотом ролика к направлению подачи. *Ленточное шлифование; метод конечных разностей; максимальная контактная температура; остаточные напряжения*

В настоящее время в качестве окончательной обработки проточной части крупногабаритных лопаток вентилятора распространение получил метод строчечного шлифования на станках с ЧПУ. Одним из основных параметров, влияющих на величину съема и производительность при ленточном шлифовании, является величина подачи на строку h_c [1–5]. Но необходимо отметить, что с увеличением величины подачи на строку h_c увеличивается такой параметр качества поверхности, как высота межстрочечных гребешков H_r , внешний вид такой поверхности приведен на рис. 1.

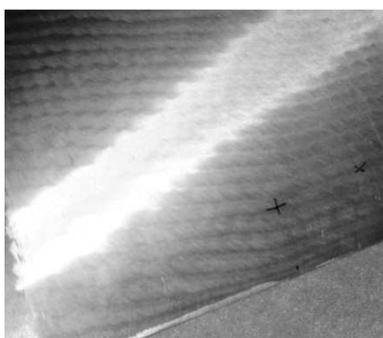


Рис. 1. Внешний вид обработанной поверхности

Допускаемое значение высоты межстрочечных гребешков H_r невелико, в пределах 0,005–0,2 мм [1, 2], и в ряде случаев наблюдается выход этого параметра за допустимый предел.

Снижение величины «остаточных гребешков» может быть достигнуто малым шагом между строчками, однако в этом случае происходит снижение производительности обработки. Уменьшение величины «остаточного гребешка» без падения производительности достигается разворотом оси прижимного ролика относительно направления вектора скорости подачи v_d

на угол α . Данная схема, по аналогии с известной схемой, применяемой при плоском шлифовании, может быть названа «косоугольной». При традиционной схеме обработки остаточный гребешок формируется всеми режущими зернами, участвующими в снятии припуска (рис. 2, а). В случае применения косоугольной схемы зона контакта между инструментом и заготовкой также разворачивается (рис. 2, б), и остаточный гребешок формируется меньшим числом зерен, что способствует уменьшению его высоты и снижению параметра Ra . При одинаковом усилии прижима съем металла в первом и втором случае одинаков. Поэтому в первом и втором случаях площадь оставляемой канавки будет также одинакова. Во втором случае срезаемый слой имеет большую ширину, но меньшую глубину, чем в первом случае. Это означает, что минимальная величина остаточного гребешка будет достигаться тогда, когда выполняется зависимость:

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{l_k}{b}, \quad (1)$$

где l_k – длина площадки контакта абразивной ленты с деталью, м; b – ширина ролика и абразивной ленты, м.

С целью определения влияния разворота ролика на шероховатость обрабатываемой поверхности и величину остаточного гребешка был поставлен эксперимент – обрабатывались лопатки из материала ВТ3-1 на режимах $V_d = 4,8$ м/мин; $h_c = 1$ мм; $P = 250$ Н, лента Trizact 953FA A16; $V_p = 10$ м/с, ролик (рифленый) диаметром 150 мм, 32 выступа, соотношение размеров выступов к впадинам 3:1, твердость эластичного покрытия ролика 70 ед. по Шору, $b = 25$ мм (ширина ролика).

Результаты экспериментов по влиянию угла разворота оси ролика α на параметр обработанной поверхности Ra (рис. 3) показали снижение

шероховатости поверхности по параметру Ra в 1,2–1,4 раза и снижение величины «остаточного гребешка» на 30–55% (рис. 4), что позволяет рекомендовать данную схему при чистовой обработке.

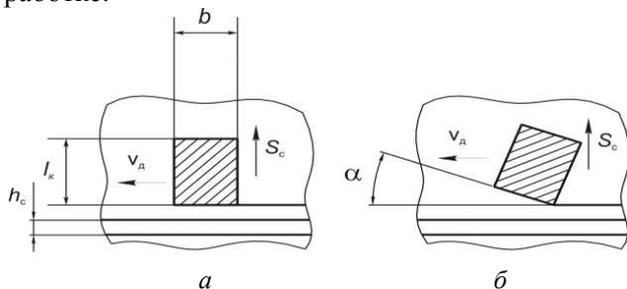


Рис. 2. Схема формирования обработанной поверхности: *a* – традиционная схема; *б* – косоугольная схема

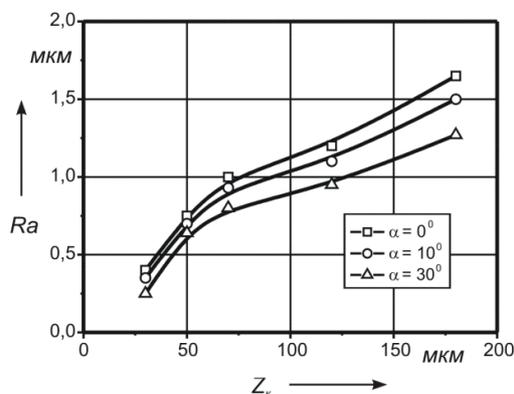


Рис. 3. Влияние размера зерна и угла разворота оси ролика на параметр шероховатости поверхности Ra

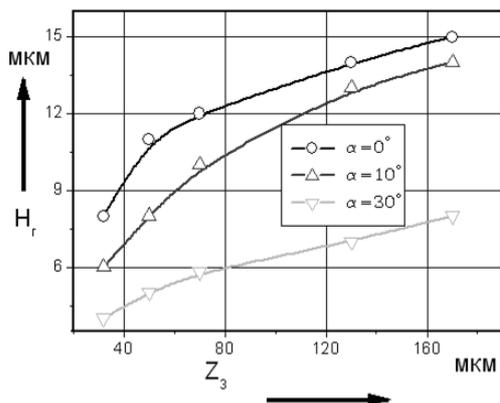


Рис. 4. Влияние размера зерна и угла разворота оси ролика на величину остаточного гребешка H_r

Для определения зависимости величины остаточных напряжений от скорости шлифования V_p и угла разворота ролика α был поставлен эксперимент – обрабатывались лопатки из материала ВТ3-1 на режимах $V_d = 6$ м/мин; $h_c = 1$ мм; $P = 100$ Н, лента Trizact 953FA A16; $V_p = 6$ –18 м/с, ролик (рифленый) диаметром 150 мм,

32 выступа, соотношение размеров выступов к впадинам 3:1, твердость эластичного покрытия ролика 70 ед. по Шору, $b = 25$ мм (ширина ролика).

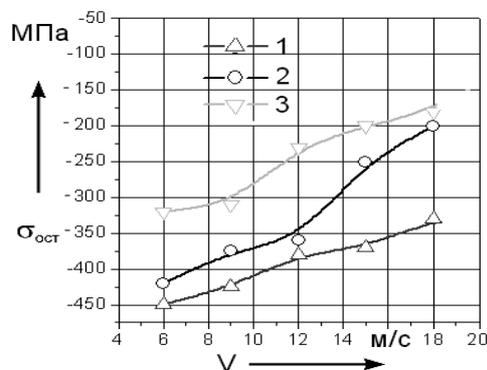


Рис. 5. Исследование остаточных напряжений в поверхностном слое (рентгеноструктурный метод): 1 – $\alpha = 30^\circ$; 2 – $\alpha = 15^\circ$; 3 – $\alpha = 0^\circ$

Таким образом, разворот ролика относительно направления подачи повышает долю сжимающих остаточных напряжений. Этот факт можно объяснить меньшей теплонапряженностью участков зоны контакта, осуществляющих окончательное формообразование.

1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

Изучению тепловых процессов при шлифовании уделялось достаточное внимание [5–7]. В то же время исследований тепловых процессов при ленточном шлифовании выполнено недостаточно. В работе [7] двумерное установившееся распределение температуры определяется уравнением

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda v} \int_{z-H}^{z+H} e^{-u} K_0(x^2 + u^2)^{0.5} du, \quad (2)$$

где λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м \times °С); a – коэффициент температуропроводности, м²/с; q – интенсивность теплового источника, Вт/м²; x – безразмерная глубина; v – скорость движения теплового источника, м/с; u – переменная интегрирования; H – безразмерная половина ширины источника тепла.

Вместе с тем процесс ленточного шлифования остается одним из самых сложных с точки зрения моделирования тепловых явлений в процессе обработки и прогнозирования максимальных контактных температур в зоне обработки. Результаты работ [5–7] не позволяют учитывать особенности шлифования криволинейных поверхностей эластичным абразивным инструментом.

2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Развитие компьютерной техники позволяет рассматривать при моделировании теплового процесса не только сложную форму заготовки и инструмента, но и достаточно малые объемы, из которых собственно и состоят рассматриваемые объекты со своими теплофизическими характеристиками, зависящими от температур в любой момент времени.

Используя возможности современной вычислительной техники, авторами разработана модель расчета распределения температур, позволяющая учитывать изменение теплофизических величин в зависимости от температуры, от разворота инструмента к направлению подачи.

В качестве примера для апробации предложенной модели был выбран процесс ленточного шлифования на шестикоординатном лентошлифовальном станке Metabo 6NC – 1000. Данный станок позволяет осуществлять обработку криволинейных поверхностей, в том числе и пера лопаток ГТД.

Исходным уравнением для моделирования распределения температур при ленточном шлифовании являлось дифференциальное уравнение теплопроводности (3).

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c\rho} \left(\frac{\partial \theta}{\partial \delta} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial \delta} \right) + \dots + \frac{\partial \theta}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial \theta}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \right) \quad (3)$$

Граничные и начальные условия, необходимые для однозначного решения уравнения теплопроводности (рис. 6), в этом случае представляют систему следующих уравнений:

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial y} \right|_{\substack{y=0 \\ x \in (0+v_{\text{учм}} \cdot \tau; H+v_{\text{учм}} \cdot \tau) \\ z \in (-l/2, l/2)}} = \frac{q(x, z)}{\lambda} - \frac{\alpha_k(x, z)}{\lambda} \theta; \quad (4)$$

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial y} \right|_{\substack{y=0 \\ x \in (0+v_{\text{учм}} \cdot \tau; H+v_{\text{учм}} \cdot \tau) \\ z < -l/2, z > l/2}} = \frac{\alpha_0}{\lambda} \theta,$$

где $q(x, z)$ – интенсивность теплового источника в точке контакта с координатами x, y, z , Вт/м²; α_0 – коэффициент теплообмена на свободной поверхности, Вт/(м²·К); α_k – коэффициент теплообмена в зоне контакта, Вт/(м²·К); H – ширина ролика, мм; l – длина контактной площадки, мм.

Следует отметить, что если получение точного аналитического уравнения связано с трудностью удовлетворения граничным условиям, то, напротив, при помощи численного метода всегда можно удовлетворить любым граничным условиям конкретной задачи.

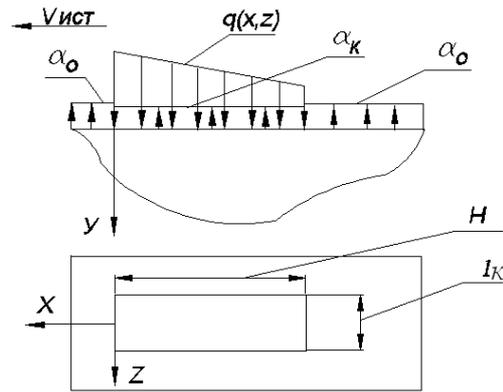


Рис. 6. Схема расчета температурных полей детали от движущегося источника тепла

3. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

В предлагаемой модели использовался метод конечных разностей, который основан на делении времени процесса τ на интервалы $\Delta\tau$, а в пространственных координатах x, y, z на интервалы $\Delta x, \Delta y, \Delta z$. Расчет температурного поля сводится к серии алгебраических операций.

При расчете на исследуемое сечение тела наносится сетка вертикальных и горизонтальных линий (рис. 3), соответственно $i = 0, 1, 2, 3, \dots, I_k; j = 0, 1, 2, 3, \dots, J_k; p = 0, 1, 2, 3, \dots, P_k$.

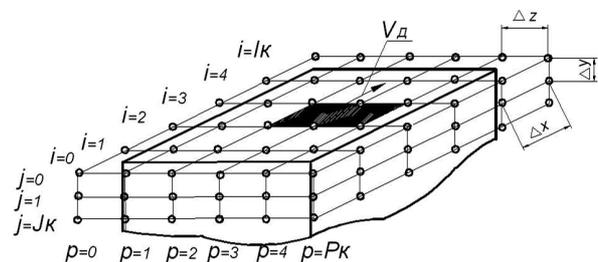


Рис. 7. Схема сеточной области

Точки пересечения этих линий – узловые точки сетки располагаются в центрах прямоугольников со сторонами x, y, z . Точки и линии, находящиеся на границе тела и за пределами тела, использовались для формулировки граничных условий.

Частные производные при численном методе расчета заменялись приближенными конечно-разностными эквивалентами, а уравнение (3) записывалось в виде выражения (5). Значения i, j, p в уравнении (5) обозначают номера интервалов пространства вдоль осей X, Y, Z , а индекс k – номер интервала времени τ . Уравнение в конечных разностях позволяет определить температуры во всех внутренних узлах сеточной области.

$$\begin{aligned} \theta_{i,j,p,k+1} = & \Delta F_{0x_{i,j,p,k}}(\theta_{i-1,j,p,k} + \theta_{i+1,j,p,k}) + \\ & + \Delta F_{0y_{i,j,p,k}}(\theta_{i,j-1,p,k+1} + \theta_{i,j+1,p,k}) + \\ & + \Delta F_{0z_{i,j,p,k}}(\theta_{i,j,p+1,k} + \theta_{i,j,p-1,k}) + \\ & + (1 - (\Delta F_{0x_{i,j,p,k}} + \Delta F_{0y_{i,j,p,k}} + \\ & + \Delta F_{0z_{i,j,p,k}}))\theta_{i,j,p,k}, \end{aligned} \quad (5)$$

где $\Delta F_{0x_{i,j,p,k}}$, $\Delta F_{0y_{i,j,p,k}}$, $\Delta F_{0z_{i,j,p,k}}$ – безразмерные критерии Фурье, определяемые в соответствии с параметрами разбиения рассматриваемой области и текущим значением теплопроводности материала.

Определялись критерии Фурье по системе формул (6)

$$\begin{aligned} \Delta F_{0x_{i,j,p,k}} &= \frac{a_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k})\Delta\tau}{\Delta x^2}; \\ \Delta F_{0y_{i,j,p,k}} &= \frac{a_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k})\Delta\tau}{\Delta y^2}; \\ \Delta F_{0z_{i,j,p,k}} &= \frac{a_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k})\Delta\tau}{\Delta z^2}, \end{aligned} \quad (6)$$

где $\dot{a}_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k-1})$ – коэффициенты теплопроводности материала определялись по выражению (7), $\text{м}^2/\text{с}$

$$a_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k}) = \frac{\lambda_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k})}{c_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k})\rho}, \quad (7)$$

где $\lambda_{i,j,k,p}(\theta_{i,j,k,p})$ – коэффициент теплопроводности материала, соответствующий интервалу времени k , определялся для титановых сплавов при помощи выражения (8), $\text{м}^2/\text{с}$; $c(\theta_{i,j,k,p})$ – коэффициент теплоемкости материала, соответствующий интервалу времени k , определялся для титановых сплавов при помощи выражения (7), $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; ρ – плотность материала, $\text{кг}/\text{м}^3$.

$$\begin{aligned} \lambda_{i,j,p,k}(\theta_{i,j,p,k}) = & 2,239 \cdot 10^{-5} \cdot \theta_{i,j,p,k}^2 - \\ & - 2,646 \cdot 10^{-3} \cdot \theta_{i,j,p,k} + 9; \end{aligned} \quad (8)$$

$$c_{i,j,k,p}(\theta_{i,j,k,p}) = 0,13\theta_{i,j,k,p} + 590. \quad (9)$$

Выражения (7) и (8) были получены при помощи математической обработки данных из работы [8]. Адекватность зависимостей (7) и (8) оценивалась коэффициентом корреляции, равным 0,988 и 0,98 соответственно. Из анализа литературных данных видно, что зависимость $\lambda(\theta)$ имеет сложный вид. В одних случаях происходит рост величины $\lambda(\theta)$ с увеличением θ , в других уменьшение, причем темп изменения $\lambda(\theta)$ разный для разных интервалов температур.

Вычислительный эксперимент, проведенный для следующих исходных данных: $P_z = 150 \text{ Н}$, $S = 400 \text{ мм}^2$, $H = 20 \text{ мм}$, гладкий ролик диаметром 150 мм, $V_p = 10 \text{ м/с}$, $V_{\text{д}} = 5 \text{ м/мин}$, $\alpha_0 = 5000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, $\alpha_k = 2000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, показал, что разность максимальных температур, рассчитанных для случая с постоянными теплофизиче-

скими величинами $a(320) = 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$, $\lambda(320) = 11 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, и изменяемыми, рассчитанными с использованием формул (6), (7) и (8), составляет 10%. На практике при обработке лопаток с постоянным усилием прижима на многокоординатных станках с ЧПУ часто возникает проблема с возникновением прижогов.

С использованием метода конечных разностей удалось получить изменение температур в зоне для следующих исходных данных: $P_z = 150 \text{ Н}$, $l = 20 \text{ мм}$, $H = 20 \text{ мм}$, $V_p = 10 \text{ м/с}$, гладкий ролик диаметром 150 мм, $V_{\text{д}} = 1 \text{ м/мин}$, $\alpha_0 = 5000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, $\alpha_k = 2000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, рис. 8, 9 – с разворотом ролика к направлению подачи ($\alpha = 45^\circ$), рис. 10, 11 – без разворота к направлению подачи.

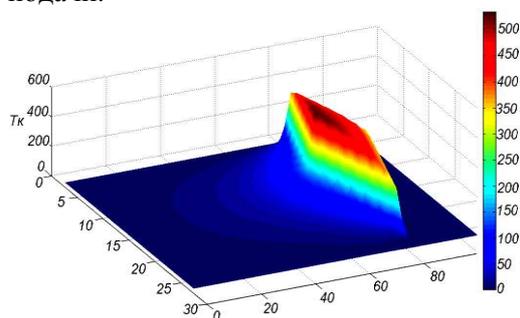


Рис. 8. Распределение температуры на поверхности лопатки при косоугольной схеме

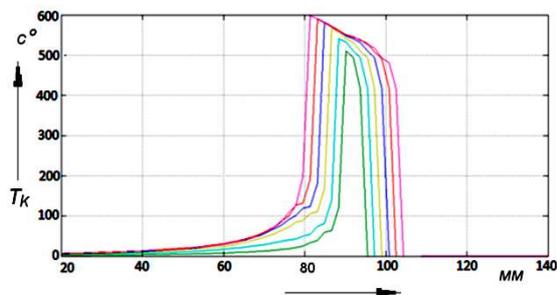


Рис. 9. Распределение температуры по ширине зоны контакта, расстояние между сечениями $s = 1,6 \text{ мм}$

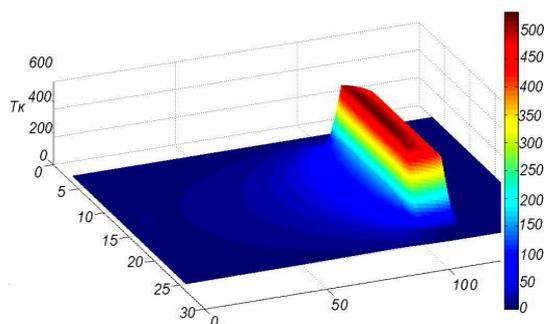


Рис. 10. Распределение температуры на поверхности лопатки при традиционной схеме

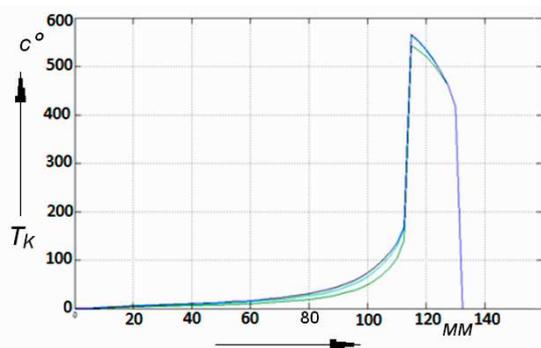


Рис. 11. Распределение температуры по ширине зоны контакта, расстояние между сечениями $s = 1,6$ мм

4. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

С целью апробации предложенной модели были произведены эксперименты по замеру максимальных контактных температур по ширине зоны контакта рис. 12.

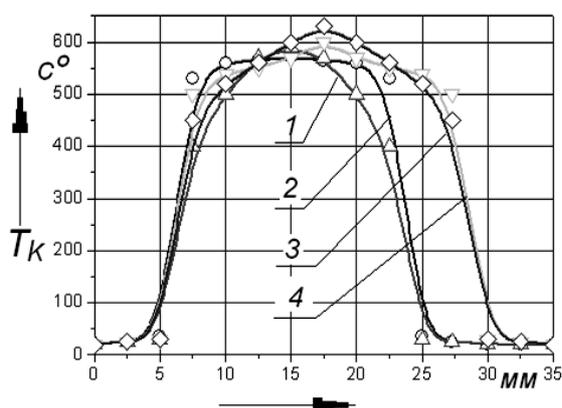


Рис. 12. Сравнение теоретических и экспериментальных данных: без разворота ролика: 1 – экспериментальные данные; 2 – теоретические данные; с разворотом ролика ($\alpha = 45^\circ$): 3 – экспериментальные данные; 4 – теоретические данные

Сравнение экспериментальных данных с данными вычислительного эксперимента показало расхождение не более 15%. Причем расхождение имеет тенденцию уменьшения по краям зоны контакта и увеличения в середине. Это обстоятельство можно объяснить неравномерным распределением теплового потока интенсивности теплового источника вдоль ширины контакта.

ВЫВОДЫ

1. Применение косоугольной схемы ленточного шлифования позволило снизить шероховатости поверхности по параметру Ra в 1,2–1,4 раза и снизить величину «остаточного гре-

бешка» на 30–55%, повысить долю сжимающих остаточных напряжений

2. Учет теплофизических величин позволяет уточнить величину максимальной контактной температуры на 10%.

3. Применение метода конечных разностей позволило рассчитать изменение максимальной контактной температуры при развороте ролика к направлению подачи.

4. За счет разворота ролика к направлению подачи на угол α возможно снизить температуру на окончательно формообразующих участках зоны контакта на 10–15%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фельдман Е. Ю., Юнусов Ф. С. Бескопирное шлифование крупногабаритных фасонных деталей. Казань: изд-во Казанск. гос. техн. ун-та, 1999. 155 с.
2. Юнусов Ф. С., Фельдман Е. Ю. Бескопирное шлифование крупногабаритных фасонных деталей. Казань, 1999. 155 с.
3. Коряжкин А. А., Михрютин В. В. Повышение точности ленточного шлифования ширококордных лопаток компрессора ГТД на станках с ЧПУ // Справочник. Инженерный журнал. 2008. № 7. С. 7–11.
4. Полетаев В. А., Михрютин В. В., Коряжкин А. А. Ленточное шлифование крупногабаритных лопаток газотурбинных двигателей на станках с ЧПУ // Справочник. Инженерный журнал. 2005. № 12. С. 7–11.
5. Бабошкин А. Ф. Теория и методы повышения шлифования абразивными лентами: автореферат дисс. на соиск. уч. ст. д-ра наук. С.-Петербург, 2005.
6. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М.: Машиностроение, 1978. 167 с.
7. Иегер Дж. К. Движущиеся источники тепла и температура трения // Прикладная механика и машиностроение. 1952. № 6. С. 22–39.
8. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.

ОБ АВТОРАХ

Волков Дмитрий Иванович, проф., зав. каф. резания материалов, станков и инструментов им. С. С. Силина РГАТА имени П. А. Соловьева. Д-р техн. наук. Иссл. в обл. глубинного шлифования.

Коряжкин Андрей Александрович, доц. той же каф. Канд. техн. наук. Иссл. в обл. ленточного шлифования.