

Новый упрощенный подход к расчету температуры поверхностного слоя детали при ее механической обработке

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Яценко С.М. (г. Харьков, Украина)

Предложен новый упрощенный подход к расчету температуры поверхностного слоя детали при ее механической обработке

Вопросам исследования тепловых процессов при механической обработке уделяется большое внимание. Эти процессы чрезвычайно сложны и требуют применения уравнений математической физики для аналитического описания тепловых полей в зоне резания. Вместе с тем, для инженерного расчета температуры резания важно располагать достаточно простыми решениями, позволяющими описать температуру в виде простых формул. Это требует разработки новых подходов к расчету и анализу температуры, в особенности, поверхностного слоя детали с целью определения условий ее бездефектной обработки.

При расчете температуры при шлифовании традиционно исходят из расчетной схемы перемещения теплового источника по полуплоскости [1, 2]. Данная схема фактически соответствует условиям трения шлифовального круга с обрабатываемым материалом и не учитывает процесс резания (процесс снятия припуска). Так, в классической упрощенной расчетной схеме, впервые предложенной проф. Якимовым А.В., поверхностный слой обрабатываемой детали представлен множеством адиабатических стержней, которые нагреваются до температуры шлифования за время контакта их с шлифовальным кругом. В последующих работах, чтобы учесть физику резания (съема припуска), проф. Якимов А.В. предложил рассматривать условия перерезания стержней (в пределах толщины снимаемого припуска). В этом случае предполагается, что стержни выступают над обработанной поверхностью на величину, равную глубине шлифования, и в процессе шлифования срезаются. В итоге пришли к задаче о нагревании стержня от действия приложенного на его свободном конце и движущегося с определенной скоростью вдоль стержня теплового источника.

В настоящей работе проведем теоретический анализ параметров теплового процесса без учета и с учетом перерезания стержней.

Расчет температуры резания произведем на примере плоского шлифования периферией круга. Обрабатываемую деталь представим в виде бесконечного множества прямолинейных стержней длиной l_2 , расположенных по нормали к обрабатываемой поверхности. Пусть площадь поперечного сечения стержня равна S , тогда за время τ действия теплового источника стержень получит Q тепла

$$Q = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_2 - \theta_1}{l_2} \cdot \tau, \quad (1)$$

где λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; θ_1 и θ_2 – установившиеся температуры на концах стержня, К.

За это же время температура стержня выросла от θ_1 (равной температуре на свободном конце стержня) до значения θ_2 (равной температуре в месте контакта круга со стержнем). Тогда средняя температура стержня равна $\theta_{cp} = 0,5 \cdot (\theta_2 - \theta_1)$. Исходя из этого, количество тепла Q , соответствующее повышению стержня на температуру θ_{cp} , определится

$$Q = m \cdot c \cdot 0,5 \cdot (\theta_2 - \theta_1), \quad (2)$$

где $m = S \cdot l_2 \cdot \rho_m$ – масса стержня, кг; ρ_m – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К).

С учетом соотношения $Q = N \cdot \tau$, где N – мощность теплового источника, разрешим зависимость (1) относительно длины l_2 :

$$l_2 = \frac{N \cdot \tau}{0,5 \cdot c \cdot \theta \cdot S \cdot \rho_m}. \quad (3)$$

Здесь $\theta = \theta_2$, параметром θ_1 в силу его малости $\theta_1 = 0$ для упрощения расчетов пренебрегли.

Подставляя зависимость (3) в (2) с учетом плотности теплового источника $q = N/S$, получим расчетную зависимость для определения температуры резания θ :

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2\tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}}. \quad (4)$$

Соответственно длина стержня l_2 , т.е. толщина поверхностного слоя материала, в котором концентрируется тепло, определится:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2\tau \cdot \lambda}{c \cdot \rho_m}}. \quad (5)$$

Среднюю скорость распространения тепла вглубь стержня (т.е. вглубь обрабатываемого материала) получим из соотношения l_2 / τ :

$$V_{\theta, cp} = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot \tau}}. \quad (6)$$

Мгновенную скорость распространения тепла вглубь стержня получим дифференцированием по времени τ длины стержня l_2 :

$$V_{\theta} = \frac{dl_2}{d\tau} = \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot \tau}}. \quad (7)$$

Как видим, средняя скорость распространения тепла $V_{\theta, cp}$ в два раза больше мгновенной скорости распространения тепла V_{θ} .

Рассчитаем параметры $\tau = h / V_{дет}$, l_2 и V_{θ} , где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; h – длина дуги контакта круга с деталью, м, определяется по зависимости

[3]: $h = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}$; t – глубина шлифования, м; $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – соот-

ветственно радиусы круга и детали, м. Для плоского шлифования $R_{дет} \rightarrow \infty$, тогда $h = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$; $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}{V_{дет}} = \frac{t \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}{Q_{уд}}$, где $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ – удельная производительность обработки, м²/с (т.е. приходящаяся на единицу ширины круга).

Принимая $2R_{кр} = 0,3$ м; $Q_{уд} = 600$ мм²/мин = 10^{-5} м²/с, $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³ (для алмазного шлифования твердого сплава ВК8), определим время τ для двух случаев: многопроходного ($t_1 = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м) и глубинного ($t_2 = 10^{-3}$ м) алмазного шлифования, табл. 1.

Таблица 1

Расчетные значения параметров τ , l_2 , V_θ , $V_{рез}$, θ

Вид шлифования	τ , с	$l_2 \cdot 10^{-3}$, м	$V_\theta \cdot 10^{-3}$, м/с	$V_{рез} \cdot 10^{-3}$, м/с	θ , К
Многопроходное	0,00173	0,255	74	5,8	470
Глубинное	1,73	8,1	2,34	0,58	1500

Параметры l_2 и V_θ для двух случаев определяются в соответствии с зависимостями (5) и (7), табл. 1.

При расчете температуры резания θ по зависимости (4) неизвестным параметром является плотность теплового потока:

$$q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{B \cdot h} \cdot \bar{\psi}, \quad (8)$$

где P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; B – ширина шлифования (ширина круга), м; $\bar{\psi}$ – коэффициент, показывающий какая часть энергии резания поглощается обрабатываемой деталью.

Тангенциальную составляющую силы резания P_z получим из известного соотношения [3]:

$$\sigma \cdot K_{рез} = 2 \cdot \sigma_{сж} = const, \quad (9)$$

рассматривая условное напряжение резания σ в виде $\sigma = P_z / S_{сум} = P_z \cdot V_{кр} / Q$, где $K_{рез} = K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент резания (шлифования); P_y – радиальная составляющая силы резания, Н; $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м²; $S_{сум}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зёрнами, м²; Q – производительность обработки, м³/с. Тогда P_z выразится

$$P_z = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot Q}{K_{ш} \cdot V_{кр}}. \quad (10)$$

После подстановки зависимости (10) в (8), имеем

равной скорости $V_{рез}$, т.е. $V_{\theta} = V_{рез}$. В этом случае произойдет стабилизация теплового процесса вследствие того, что количество тепла, подводимого к стержню, станет равным количеству тепла, отводимого от стержня (за счет его перерезания).

При $V_{\theta} > V_{рез}$ количество подводимого тепла превышает количество отводимого тепла, т.е. практически все тепло, которое подводится к стержню, остается в нем и идет на его нагревание. Отвод тепла от стержня в этом случае практически отсутствует.

Из условия стабилизации теплового процесса (т.е. процесса нагревания стержня) $V_{\theta} = V_{рез}$ с учетом зависимости (7) определим время τ , которое по физической сущности соответствует времени теплового насыщения стержня:

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{рез}^2}. \quad (12)$$

Как видим, время τ тем меньше, чем больше скорость перерезания стержня $V_{рез}$.

Подставим зависимость (12) в зависимости (5) и (4):

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot V_{рез}}, \quad (13)$$

$$\theta = \frac{q}{c \cdot \rho_m \cdot V_{рез}}. \quad (14)$$

Плотность теплового потока q , возникающего при перерезании стержня со скоростью $V_{рез}$, можно представить как

$$q = \frac{P_{z1} \cdot V_{кр}}{S} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} \cdot \frac{V_{кр}}{S} = \sigma \cdot V_{рез}, \quad (15)$$

где P_{z1} – тангенциальная составляющая силы резания, Н; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; S – площадь поперечного сечения стержня, м²; σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²; $Q = S \cdot V_{рез}$ – производительность процесса перерезания стержня, м³/с.

Тогда зависимость (14) примет вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_m} \quad (16)$$

или с учетом соотношения (9):

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{сжс}}{c \cdot \rho_m \cdot K_{ш}}. \quad (17)$$

Из зависимостей (16) и (17) следует, что температура θ определяется лишь одним переменным параметром σ (или коэффициентом шлифования $K_{ш}$), т.е. зависит главным образом от режущей способности круга. Чем выше режущая способность круга, тем меньше температура θ и наоборот. В табл. 2 приведены расчетные значения параметров τ , l_2 и θ , полученные на основе за-

висимостей (12), (13) и (17) с учетом приведенных выше исходных данных для плоского алмазного шлифования твердого сплава ВК8.

Таблица 2

Расчетные значения параметров τ , l_2 , $V_\theta = V_{рез}$, θ

Вид шлифования	τ , с	$l_2 \cdot 10^{-3}$, м	$(V_\theta = V_{рез}) \cdot 10^{-3}$, м/с	θ , К
Многопроходное	0,28	3,27	5,8	6064
Глубинное	28,2	32,67	0,58	6064

Как видим, параметры τ , l_2 и θ принимают весьма большие значения, не свойственные процессу шлифования. Следовательно, в реальных условиях шлифования стабилизация теплового процесса (процесса нагревания стержня) не происходит, т.е. не достигается тепловое насыщение поверхностного слоя обрабатываемого материала детали в силу кратковременности контакта шлифовального круга с фиксированным стержнем. Процессы шлифования (так же как и все процессы резания) осуществляются в неустановившемся тепловом режиме, благодаря чему фактические значения температуры резания значительно меньше температуры θ установившегося теплового процесса, табл. 2.

Таким образом, в работе показано, что с увеличением времени контакта шлифовального круга увеличение температуры резания не беспредельно, оно ограничено, что в известных решениях по теплофизике резания и шлифования не раскрыто. Характер изменения скорости распространения тепла вглубь стержня V_θ и температуры θ с течением времени τ перерезания стержня со скоростью $V_{рез}$ показан на рис. 1. Как видим, первоначально скорость V_θ уменьшается, а температура θ увеличивается. При достижении условия $V_\theta = V_{рез}$ тепловой процесс стабилизируется: скорость V_θ и температура θ с течением времени τ остаются неизменными.

Таким образом показано, что при анализе теплового процесса при шлифовании можно пользоваться упрощенной расчетной схемой, не учитывающей перерезание стержней, и упрощенными аналитическими зависимостями (4), (5), (6) и (7), определяющими три основные теплофизические характеристики резания: θ , l_2 и V_θ . Анализ зависимости (4) показывает, что температура θ тем больше, чем больше параметры q и τ (при заданных постоянных λ , c и ρ_m). Следовательно, добиться снижения θ можно за счет уменьшения времени теплового воздействия на элементарную площадку обрабатываемой поверхности S и уменьшения плотности теплового источника q , являющегося обобщенной характеристикой параметров режима шлифования и т.д. Параметр l_2 определяет толщину «прогретого» поверхностного слоя материала. В отличие от температуры резания θ , длина l_2 вполне однозначно определяется одним переменным параметром τ : чем он больше, тем больше l_2 . Скорость распространения

тепла V_θ с течением времени обработки τ уменьшается, что, собственно, является следствием нелинейности зависимости θ от τ .

Учитывая определяющую роль параметра τ в формировании теплофизических параметров резания, процессы шлифования могут быть классифицированы по длительности теплового воздействия на обрабатываемую деталь. Наиболее очевидный путь снижения τ – это увеличение скорости перемещения теплового источника, равного скорости детали $V_{дет}$, тогда время τ определится $\tau = h / V_{дет}$, где h – длина дуги контакта круга с деталью, м. Длина l_2 , в соответствии с зависимостью (5), уменьшится, и вся теплота будет концентрироваться в небольшом объеме поверхностного слоя материала. В связи с этим важно не допустить значительного повышения температуры резания θ за счет увеличения плотности теплового источника q , т.к., учитывая небольшой объем материала, в котором концентрируется тепло, это может привести к его значительному нагреву (а значит к линейному расширению) и появлению сетки микротрещин и других тепловых дефектов при охлаждении.

Таким образом показано, что первым основным путем управления временем τ и соответственно температурой резания θ является регулирование параметрами режима шлифования. Вторым путем, получившим широкое распространение в металлообработке, следует рассматривать искусственное прерывание процесса за счет использования специальных прерывистых кругов, выполненных в виде чередующихся выступов и впадин. Тогда при одинаковом (заданном) значении плотности теплового источника q за счет изменения τ можно в широких пределах изменять θ , как это следует из зависимости (4). Следовательно, все процессы шлифования по тепловому признаку могут быть разделены на две группы. Первая группа будет включать процессы, в которых время теплового воздействия τ и плотность q взаимосвязаны режимом шлифования (процессы многопроходного, глубинного, скоростного шлифования и другие). Вторая группа – это процессы, в которых параметры τ и q не взаимосвязаны (это процессы прерывистого шлифования).

В плане снижения температуры резания θ процессы второй группы, несомненно, более прогрессивны, т.к. позволяют изменять параметры τ и q независимо друг от друга. Остановимся первоначально на анализе процессов, отнесенных к первой группе, т.е. процессов обычного шлифования. С учетом $\tau = h / V_{дет}$ зависимость (4) выразится:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2h}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}} \quad (18)$$

Окончательно зависимость для определения температуры резания θ получим, подставляя вместо q в зависимость (18) выражение (11):

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot Q}{B \cdot h \cdot K_{ш}} \cdot \bar{\psi} \cdot \sqrt{\frac{2h}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}} \quad (19)$$

Из зависимости (19) следует, что добиться уменьшения температуры резания θ при фиксированной производительности обработки Q можно путем увеличения параметров h , $K_{ш}$ и $V_{дет}$. Очевидно, наибольшее влияние на θ при $Q = const$ будет оказывать коэффициент шлифования $K_{ш}$, входящий в зависимость (19) из всех переменных параметров с наибольшей степенью. Следовательно, применение кругов, работающих в режиме самозатачивания (алмазные круги на органических и керамических связках), или применение методов электрофизикохимической правки алмазных кругов на металлических связках, обеспечивающих их высокую режущую способность и увеличивающих коэффициент шлифования $K_{ш}$, будет способствовать снижению температуры резания.

Увеличение h предполагает увеличение глубины шлифования t по зависимости

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}, \quad (20)$$

где $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – соответственно радиусы круга и детали, м.

После подстановки зависимости (20) в зависимость (19), с учетом $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$, имеем

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot Q}{B \cdot K_{ш}} \cdot \bar{\psi} \cdot \sqrt{\frac{1}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \rho \cdot B}{Q \cdot V_{дет}}}. \quad (21)$$

Как видим, при $Q = const$ с увеличением $V_{дет}$ температура резания уменьшается. Следовательно, эффективно обработку производить с небольшой глубиной шлифования и относительно высокой скоростью детали. В случае, если увеличением параметров $K_{ш}$ и $V_{дет}$ невозможно достичь снижения температуры резания до требуемого уровня, следует уменьшать производительность обработки, которая почти прямо пропорционально связана с температурой резания.

Таким образом показано, что при обычном шлифовании задача снижения температуры резания решается практически двумя путями – увеличением $K_{ш}$ и снижением производительности. Третьим, но менее эффективным, путем следует рассматривать увеличение $V_{дет}$ до предельного значения, реализуемого на станке, при пропорциональном уменьшении глубины шлифования.

В расчетную зависимость (21) не входит скорость круга $V_{кр}$. Ее влияние на температуру резания θ проявляется через коэффициент шлифования $K_{ш}$. Экспериментально установлено, что с увеличением $V_{кр}$ коэффициент шлифования $K_{ш}$ уменьшается. Следовательно, с увеличением $V_{кр}$ температура резания θ будет увеличиваться.

В обобщенном виде зависимость (21) с учетом зависимости (9) применительно к плоскому шлифованию примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t^{0,75} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,5} \cdot \bar{\psi}, \quad (22)$$

где $D_{кр}$ – диаметр круга, м.

Из зависимости следует, что наибольшее влияние на θ оказывает условное напряжение резания σ и в меньшей мере – глубина шлифования t и скорость детали $V_{дет}$.

Анализируя приведенные зависимости для определения температуры резания при шлифовании, видим, что добиться существенного уменьшения температуры резания можно за счет увеличения коэффициента шлифования $K_{ш}$. Вместе с тем, как известно, этот коэффициент не превышает значения 1. В этом ограниченность технологических возможностей шлифования. Существенно увеличить коэффициент $K_{ш}$ можно в условиях резания лезвийным инструментом. Коэффициент $K_{ш}$ в этом случае называют коэффициентом резания $K_{рез}$ и он принимает значения в пределах 1...10. Тогда, следуя зависимости (17), температура θ теплового насыщения перерезаемого стержня (которыми условно представлен обрабатываемый материал) уменьшится в 10...20 раз и будет принимать значения, изменяющиеся приблизительно в пределах до 1000°C, что соответствует практике резания. График изменения температуры θ от времени нагревания перерезаемого стержня τ показан на рис. 2.

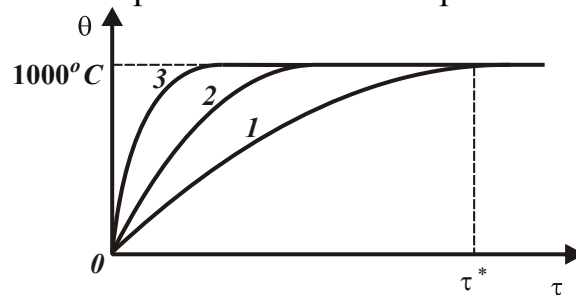


Рис. 2. Зависимость θ от τ для разных скоростей резания V ($V_1 < V_2 < V_3$).

Исходя из соотношения (9), увеличение коэффициента резания в 10...20 раз предполагает уменьшение в такое же количество раз условного напряжения резания σ , т.е. эффект снижения температуры резания обусловлен существенным уменьшением σ (по сути уменьшением энергоемкости процесса резания).

Рассмотрим, как изменятся параметры τ и l_2 , определяемые зависимостями (12) и (13), при резании лезвийным инструментом. Входящую в обе зависимости скорость перерезания стержня $V_{рез}$ определим как:

$$V_{рез} = \frac{a}{\tau_1} = a \cdot \frac{V}{h} = V \cdot \operatorname{tg} \beta, \quad (23)$$

где a – толщина среза, м; τ_1 – время перерезания стержня, с; V – скорость резания, м/с; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала; h – длина зоны резания, охваченной плоскостью сдвига материала ОА, рис. 3.

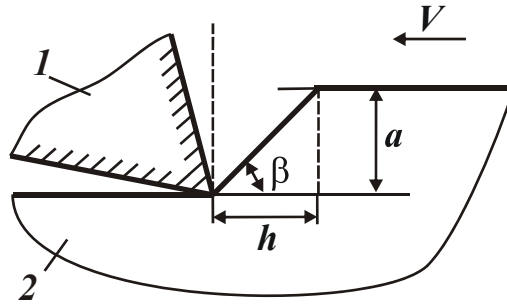


Рис. 3. Расчетная схема процесса резания: 1 – резец; 2 – материал.

Как видим, скорость $V_{рез}$ почти пропорционально зависит от скорости V , считая, что $tg\beta$ при этом изменяется мало. При $V=2$ м/с и $\beta=45^\circ$, имеем $V_{рез}=2$ м/с, т.е. скорость перерезания стержня $V_{рез}$ при резании многократно (до 1000 раз и более) превышает аналогичную скорость при шлифовании. Это соответствует такому же уменьшению параметра l_2 и еще более существенному уменьшению времени τ (времени теплового насыщения обрабатываемого материала). Параметры τ и l_2 для условий резания лезвийным инструментом опишутся:

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot V^2 \cdot tg^2 \beta}, \quad (24)$$

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot V \cdot tg \beta}. \quad (25)$$

Чем больше скорость резания V , тем меньше параметры τ и l_2 .

Таким образом, при резании лезвийным инструментом полностью реализуются условия теплового насыщения обрабатываемого материала, т.е. справедлив график, показанный на рис. 2. При изменении времени от 0 до значения τ^* , определяемого по сути зависимостью (24), температуру резания θ необходимо рассчитывать по зависимости (4), а при $\tau > \tau^*$ – по зависимости (16). Преобразуем зависимость (4) применительно к резанию лезвийным инструментом, рассматривая в ней $\tau = \tau_1 = h/V$. Плотность теплового потока q определится

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V}{b \cdot h} = \sigma \cdot a \cdot b \cdot \frac{V}{b \cdot h} = \frac{\sigma \cdot a \cdot V}{h}, \quad (26)$$

где b – ширина среза, м.

Тогда

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V \cdot tg \beta}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}}. \quad (27)$$

Как видим, температура резания θ в одинаковой степени зависит от толщины среза a и скорости резания V . С их увеличением температура будет увеличиваться (в пределах действия зависимости (27)), а затем будет оставаться неизменной (в пределах действия зависимости (16)). Данный характер измене-

ния температуры резания от параметров a и V соответствует практическим результатам.

Таким образом, в работе предложен новый упрощенный инженерный подход к расчету и анализу температуры резания и температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали при механической обработке.

Список литературы:

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с.
2. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.
3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.