

ТЕМПЕРАТУРА ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПРЕРЫВИСТЫМИ И ВЫСОКОПОРИСТЫМИ КРУГАМИ

© 2015

Н.В. Лищенко, кандидат технических наук, доцент кафедры «Физика и материаловедение»
Одесская национальная академия пищевых технологий, Одесса (Украина)

В.П. Ларшин, доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»
Одесский национальный политехнический университет, Одесса (Украина)

Ключевые слова: прерывистые и высокопористые шлифовальные круги; макро- и микропрерывистость; число режущих выступов; коэффициент заполнения окружного шага; температура шлифования, зерна шлифовального круга.

Аннотация: Предложен единый подход и рабочая методика для определения температуры при шлифовании обычными, прерывистыми и высокопористыми шлифовальными кругами на основе представления теплового процесса при шлифовании в виде одного цикла нагрева и охлаждения (обычные круги) или в виде совокупности таких циклов (прерывистые и высокопористые круги). В соответствии с этим же представлением предложено различать макро- и микропрерывистое шлифование, соответственно, для шлифования прерывистыми (макропрерывистыми) и высокопористыми (микропрерывистыми) шлифовальными кругами. При этом для каждого элементарного цикла нагрева и охлаждения использован принцип суперпозиции тепловых полей от последовательного воздействия на обрабатываемую поверхность положительного и отрицательного источника тепла на макро- и микроуровне в зависимости от частоты этого воздействия. Показано, что увеличение числа режущих выступов на прерывистом круге при постоянном коэффициенте заполнения окружного шага этих выступов (величина, обратная скважности импульсов теплового потока) приводит к снижению температуры шлифования при прочих равных условиях. К числу таких условий относится одинаковая интенсивность шлифования кругами сравниваемых конструкций. Аналогичная тенденция по снижению температуры шлифования имеет место при увеличении коэффициента заполнения окружного шага при постоянном числе режущих выступов. Установлено, что с ростом числа режущих выступов на периферии круга влияние на температуру коэффициента заполнения окружного шага этих выступов уменьшается. Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения числа режущих выступов и коэффициента заполнения окружного шага (при прочих равных условиях) подтверждает правомерность намечившейся тенденции замены обычных прерывистых кругов (макропрерывистых) соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами (микропрерывистыми). Приведена методика определения температуры шлифования высокопористыми шлифовальными кругами, которая может быть использована при проектировании оптимальных рецептур этих кругов и при выборе их компонентов.

ВВЕДЕНИЕ

Вопросы тепловых явлений при шлифовании занимают значительное место в имеющихся публикациях по разработке эффективных технологий шлифования [1–6]. К числу способов понижения температуры при шлифовании часто относят метод прерывистого шлифования, получивший развитие в работах научной школы профессора А.В. Якимова [7–10]. Метод был всесторонне исследован, внедрен на многих предприятиях, однако технология изготовления макропрерывистых шлифовальных кругов путем прорезки соответствующих впадин на круге до сих пор является несовершенной. В то же время в производстве находят применение высокопористые шлифовальные круги, реализующие способ микропрерывистого шлифования [11–13], в соответствии с которым «режущими выступами» микропрерывистого шлифовального круга являются его зерна, расстояния между которыми эквивалентны «впадинам» микропрерывистого шлифовального круга. Переход от макро- к микропрерывистым шлифовальным кругам связан с изменением количества «режущих выступов» на круге, которое существенно возрастает, например, от 10...35 до 100...350 и более. При этом на тепловое поле влияет коэффициент заполнения окружного шага – отношение длины режущего выступа к величине окружного шага (сумма длины режущего выступа и длины впадины, которая следует за ним). В этой связи целью работы является разработка едино-

го подхода и соответствующей математической модели для определения температуры обычного, прерывистого (макропрерывистого) и высокопористого (микропрерывистого) шлифования.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

При шлифовании, например плоском, зона контакта круга с заготовкой представляет собой прямоугольную полосу шириной $2h$ (мм), которая перемещается относительно заготовки со скоростью детали V (м/мин). Радиус кривизны этой полосы равен половине диаметра шлифовального круга, что намного превышает величину $2h$. Поэтому кривизной полосы контакта в расчетах температуры шлифования пренебрегают. Выделяющаяся в зоне контакта тепловая энергия приводит к возрастанию температуры обрабатываемой поверхности в каждой точке контакта по мере перемещения шлифовального круга в направлении вектора скорости детали. Время τ , в течение которого каждая точка обрабатываемой поверхности находится в зоне действия «теплосоздающей» подвижной полосы, назовем временем действия теплового источника, которое изменяется в интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$, где τ_H – время нагрева. Это время, например, для схемы плоского шлифования, определяют по формуле

$$\tau_H = \frac{2h}{V} = \frac{\sqrt{Dt}}{V}, \quad (1)$$

где D – диаметр шлифовального круга, мм;
 t – глубина резания при шлифовании, мм.

В теплофизических расчетах принимают во внимание либо две пространственные координаты (x, z), либо одну (x) координату теплофизической схемы. Первый случай (две координаты) и подвижный (со скоростью V) полосовой источник тепла без охлаждения и при наличии принудительного охлаждения рассмотрен в ряде работ, например, в работе [14]. Второй случай (одна координата) с учетом и без учета принудительного охлаждения рассмотрен в наших работах, например, в работе [15]. При одномерной и двумерной теплофизической схеме шлифования тепловое поле в рассматриваемой точке обрабатываемой поверхности создается, соответственно, неподвижным и подвижным плоским тепловым источником. Неподвижный источник шириной $2h$ воздействует на каждую точку в зоне контакта в течение времени нагрева (τ_H). При этом зона контакта рассматривается как поверхность полубесконечного тела. Подвижный тепловой источник имеет свою подвижную (по отношению к обрабатываемой поверхности) систему координат, с которой этот источник жестко связан. Подвижная система координат имеет ось z , в направлении которой этот источник имеет протяженность $2h$ и движется.

Показано, что различие в результатах определения температуры шлифования по одно- и двумерной теплофизическим схемам незначительно (до 10 %) при прочих одинаковых условиях, как при наличии принудительного охлаждения, так и без него [15]. Поэтому целесообразно при технологическом проектировании и технологической диагностике процесса шлифования пользоваться одномерной теплофизической схемой с линейным тепловым потоком. В соответствии с этой схемой тепловое поле создается вследствие движения по координате x теплового потока, векторы плотности которого являются параллельными между собой и перпендикулярными к обрабатываемой поверхности.

Температуру в зоне шлифования можно регулировать при прочих равных условиях, если шлифование производить с определенными многократными на временном интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$ перерывами во времени. Это позволяет изменить температурное поле и макси-

мальную величину температуры в зоне контакта, когда прерывистый периодический нагрев обрабатываемой поверхности чередуется с его отсутствием. Такой процесс можно осуществить при шлифовании специальными кругами, имеющими на рабочей поверхности ряд чередующихся выступов и впадин определенной протяженности, которые попарно образуют циклы нагрева (выступ) и охлаждения (впадина). Например, если длины режущего выступа шлифовального круга l_1 , а впадины l_2 , то период времени нагрева зоны контакта $T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}}$, где $V_{кр}$ – линейная скорость вращения прерывистого круга, каждый раз чередуется с соответствующим периодом времени охлаждения $T - T_1 = \frac{l_2}{V_{кр}}$ (рис. 1).

Во время работы режущего выступа (нагрев) в зоне контакта действует тепловой поток $q(\tau) = q_{MAX}$, а во время отсутствия резания (охлаждение) – $q(\tau) = 0$ (рис. 1). Таким образом, тепловой поток, воздействующий на обрабатываемую поверхность, можно представить в виде следующей ступенчатой функции [16]

$$q(\tau) = \begin{cases} 0, & t < 0, \\ q_{MAX}, & nT < \tau < nT + T, & n = 0, 1, \dots \\ 0, & nT + T_1 < \tau < (n+1)T, & n = 0, 1, \dots \end{cases}$$

Непрерывная последовательность коротких циклов «нагрев-охлаждение» располагается на участке нагрева более протяжённого цикла «нагрев-охлаждение». Длительность этого участка нагрева, как для сплошного, так и для прерывистого круга, определяется временем нагрева τ_H от действия теплового источника – зоны контакта при шлифовании. По мере увеличения числа N режущих выступов на периферии круга увеличивается количество циклов «нагрев-охлаждение» при одновременном уменьшении периода T каждого из них (рис. 1). При выборе числа N из интервала $180 \leq N \leq 350$ длина режущего выступа шлифовального круга l_1 становится равной размеру

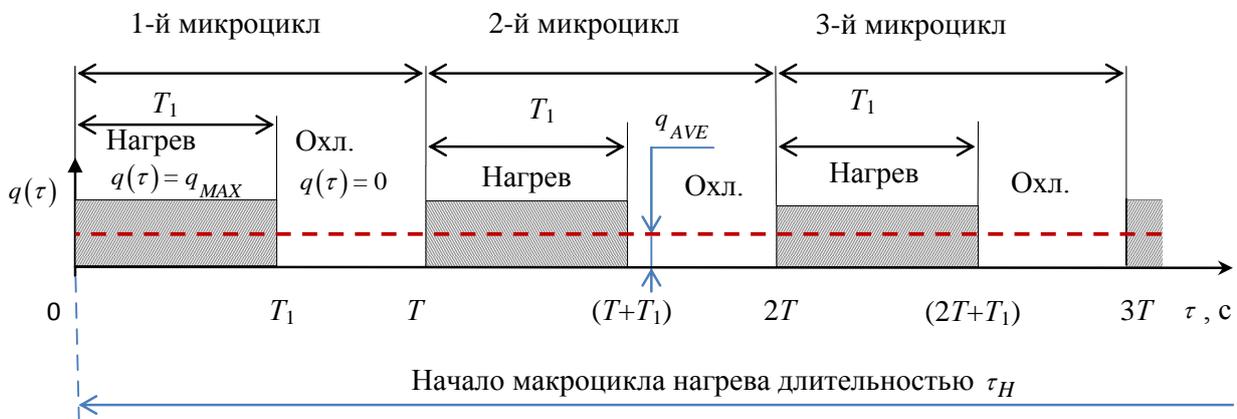


Рис. 1. Пульсирующий тепловой поток с плотностью $q(\tau)$: $0T_1$ и T_1T – интервалы времени нагрева и охлаждения (отсутствия нагрева), образующие цикл прерывистого шлифования с периодом цикла T

режущих зерен круга в интервале его зернистости 25...50, а длина впадины l_2 становится равной расстоянию между режущими зернами. Это подтверждается данными, приведенными в работе [17], в которой показано, что среднее расстояние между режущими зернами на рабочей поверхности круга составляет 3,3...6,1 мм в интервале изменения удельной радиальной силы 20...50 Н/см.

Следовательно, появляется возможность с единых теплофизических позиций рассмотреть температурное поле при прерывистом (дискретном) шлифовании (рис. 1) для двух случаев. В первом случае (макропрерывистое шлифование) режущие выступы – искусственные образования на сплошном круге, во втором (микропрерывистое шлифование) – это отдельные режущие зерна высокопористого шлифовального круга. Этому способствует такая характерная для высокопористых кругов особенность, как отсутствие влияния связки круга на потребляемую мощность резания.

В соответствии с известной методикой [18] входными параметрами, характеризующими температуру прерывистого шлифования $\theta^*(u, Fo_1, n)$, являются следующие величины:

$$u = \frac{Vh}{a},$$

$$Fo_1 = \frac{\alpha\tau_1}{h^2} = \frac{al_1}{h^2V_{кр}},$$

$$n = \frac{l_2}{l_1},$$

где u – безразмерный комплекс скорости; Fo_1 – безразмерное время действия теплового импульса; a – температуропроводность обрабатываемого материала, m^2/c .

Условием выбора геометрических параметров (выступов и впадин) прерывистого круга является предварительно заданная степень понижения температуры прерывистого шлифования. Среди указанных выше входных параметров геометрическим параметром круга является только отношение $n = \frac{l_2}{l_1}$. Другие параметры

(u и Fo_1) зависят также от режимов шлифования. Кроме того, в известной методике не учитывается, что сравниваемые геометрические конструкции прерывистого круга предназначены для совершения одной и той же работы резания, которая пропорциональна площади теплового импульса [7]. Поэтому в этой методике эквивалентные по температуре шлифования конструкции круга не обеспечивают одинакового съема материала в единицу времени.

Что касается определения температурного поля от отдельных зерен круга, то в работе [17] такая попытка делается с применением метода суперпозиции с учетом многократного действия источников – режущих зерен, однако величину плотности теплового потока от действия режущего зерна находят расчетным путем через интенсивность напряжения, а не мощность резания.

Необходимо получить зависимость температуры прерывистого шлифования только от геометрических параметров прерывистого круга, к числу которых относятся число N режущих выступов на круге и коэффициент заполнения окружного шага (или скважность импульсов теплового потока, которая обратно пропорциональна этому коэффициенту). Кроме того, в работах [14; 18; 19] не учитывается важное дополнительное условие, которое необходимо выдержать применительно ко всем прерывистым кругам, сравниваемым по температуре шлифования. А именно: при изменении числа режущих выступов на круге и коэффициента заполнения окружного шага объем снимаемого материала в единицу времени (показатель интенсивности шлифования) должен быть одним и тем же. Т. е. необходимо учитывать, что при нахождении впадины прерывистого круга в зоне контакта отсутствие теплового потока сопровождается отсутствием съема материала, а это приводит к дополнительной нагрузке на последующий режущий выступ круга и, как следствие, к дополнительному возрастанию теплового потока на этом режущем выступе. В соответствии с предлагаемой методикой сформулировано условие постоянства интенсивности шлифования (или работы шлифования), которое необходимо обеспечивать для всех сравниваемых между собой конструкций прерывистых кругов.

Условие постоянства интенсивности шлифования (объем удаляемого в единицу времени материала) на временном участке нагрева $0 \leq \tau \leq \tau_H$, очевидно, должно сопровождаться постоянством мощности, затрачиваемой на резание, которая может быть найдена из известного соотношения. Например, для плоского шлифования

$$P = q_{AVE} S_n \sqrt{Dt},$$

где P – измеренная мощность резания (средняя величина периодически изменяющейся мощности), Вт; q_{AVE} – средняя плотность теплового потока (рис. 1), Вт/м²; D – диаметр шлифовального круга, м; t – глубина резания, м; S_n – поперечная подача, м.

Следовательно, постоянство мощности шлифования при фиксированных режимных параметрах (t , S_n) и диаметре шлифовального круга (D) сопровождается постоянством плотности теплового потока. Поэтому указанное выше условие сравнения кругов (одинаковая интенсивность или работа шлифования), обеспечивается при постоянстве (для разных конструкций прерывистых кругов) удельного параметра q_{AVE} – средней плотности теплового потока.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Целью исследований является разработка и апробирование методики определения температуры прерывистого и высокопористого шлифования при одинаковой интенсивности шлифования для разных геометрических параметров прерывистых кругов по мере увеличения числа N режущих выступов на круге. Причем увеличение N производят в интервале $180 \leq N \leq 350$, т. е. до такой величины N , при которой протяженность режущего выступа l_1 становится сопоставимой по вели-

чине с размером режущего зерна при обработке поверхности в тех же условиях высокопористыми шлифовальными кругами. Для этого необходимо разработать математическую модель для определения температуры дискретного (прерывистого и высокопористого) шлифования, для выбора и оптимизации варьируемых геометрических параметров микропрерывистых шлифовальных кругов с режущими участками – зёрнами высокопористого круга исходя из наименьшей температуры микропрерывистого (высокопористого) шлифования.

В качестве модели для определения температуры прерывистого шлифования использовано решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности при пульсирующем тепловом потоке на поверхности [16].

В этом решении установившаяся температура Θ_{SUM} от воздействия на поверхность полуограниченного тела прерывистого (импульсного) теплового потока состоит из двух составляющих в соответствии с уравнением

$$\Theta_{SUM} = \Theta_R(q_{AVE}) + \Theta_P(q_{MAX}) \quad (2)$$

Первая составляющая $\Theta_R(q_{AVE})$ – непрерывно возрастает по величине и зависит от среднего уровня плотности теплового потока q_{AVE} , причем [16]

$$\Theta_R = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}} = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \frac{T_1}{T} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}}, \quad (3)$$

где τ – время действия теплового источника в интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$, с; $q_{AVE} = q_{MAX} \frac{T_1}{T}$ и q_{MAX} – средняя и максимальная за период микроцикла плотность теплового потока, Вт/м²; λ – теплопроводность обрабатываемого материала, Вт/(м·°С).

Вторая составляющая $\Theta_P = \Theta_P(q_{MAX})$ – импульсная периодическая, зависит от максимального уровня плотности теплового потока q_{MAX} и его протяженности во времени на периоде микроцикла (рис. 1), причем в соответствии с работой [16]: в интервале $0 < p < s$ (нагрев)

$$\Theta_P = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[(1-s)\sqrt{p} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s, p) \right], \quad (4)$$

в интервале $s < p < 1$ (охлаждение)

$$\Theta_P = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[(1-s)\sqrt{p} - \sqrt{(p-s)} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s, p) \right], \quad (5)$$

где $s = \frac{T_1}{T}$ – коэффициент заполнения или величина, обратная скважности периодического прямоугольного импульса теплового потока;

$p = \frac{\tau}{T}$ – безразмерное (относительное) время в интервале микроцикла шлифования $0 \leq \tau \leq T$. В формулах (4) и (5) используется выражение

$$I(s, p) = \int_0^\infty \left\{ \frac{(1-s)\exp(-\xi^2)\exp(-p\xi^2)}{\xi^2[1-\exp(-\xi^2)]} d\xi + \int_0^\infty \frac{[-\exp\{-(1-s)\xi^2\} + s]\exp(-p\xi^2)}{\xi^2[1-\exp(-\xi^2)]} d\xi \right\} \quad (6)$$

Математическая модель (2)...(6) для определения температуры от пульсирующего теплового потока позволяет определять эту температуру в любой момент времени на интервале времени установившихся значений температур. Недостатком этой модели является неопределенность этого временного интервала, который наступает после окончания переходного процесса установления температуры. Попытка найти «время теплового насыщения» была сделана в работе [20], однако фактически была сформулирована только задача. Это сдерживает применение модели (2)...(5) для проектирования оптимальных конструкций прерывистых и высокопористых кругов.

Предлагается следующий подход к определению температурного поля при дискретном (макро- и микропрерывистом) воздействии теплового потока. Известно, что при отсутствии принудительного охлаждения обрабатываемой поверхности к температурным полям от действия смещенных во времени дискретных источников тепла применим принцип суперпозиции: смещенные по времени температурные поля от дискретных источников тепла можно алгебраически суммировать путем сложения соответствующих температур в одних и тех же пространственных координатах. Сущность принципа суперпозиции применительно к дискретному (прерывистому и высокопористому) шлифованию заключается в следующем. Температурное поле от отдельного прямоугольного импульса теплового потока, действующего на интервале времени $0 \leq \tau \leq T_1$ (рис. 1), может быть заменено суммой температурных полей от действия двух непрерывных по времени источников. Первый тепловой источник является положительным ($+q_{MAX}$). Он непрерывно действует на интервале времени $0 \leq \tau \leq \infty$. Вторым тепловым источником (сопрягаемый с первым источником) является отрицательным источником ($-q_{MAX}$). Он действует непрерывно на интервале времени $T_1 \leq \tau \leq \infty$. Такое представление одиночного импульса теплового потока известно применительно к одиночному интервалу времени действия теплового потока при обычном шлифовании сплошным кругом [15]. Длительность τ_H этого интервала характеризует макроцикл шлифования (рис. 1). Применительно к прерывистому кругу такой способ представления одиночного импульса теплового потока сохраняется, только вместо времени макроцикла τ_H используется время более короткого цикла T_1 . Такая попытка сделана в работе [19], однако величина плотности теплового

потока в полученной зависимости является переменной. Это некорректно в связи с нарушением принципиального требования $q_{MAX} = \text{const}$, при котором получено решение соответствующего дифференциального уравнения для определения температуры шлифования.

Для макро- и микропрерывистого шлифовального круга общее количество импульсов n (число циклов прерывистого шлифования) на интервале времени нагрева $0 \leq \tau \leq \tau_H$ можно определить по формуле [19]:

$$n = \frac{\sqrt{D \cdot t} \cdot V_{кр}}{V(l_1 + l_2)}. \quad (7)$$

Обозначая $q_{MAX} = q$ и применяя принцип суперпозиции для n последовательных циклов нагрева и охлаждения, можно получить следующую рекуррентную формулу для определения температуры $T = T(q, \tau)$ на участке нагрева:

$$T = \frac{2q}{\lambda} \left(\sum_{i=1}^n \sqrt{a[\tau - (i-1)T]} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T]}} - \sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]}} \right). \quad (8)$$

Для построения графика зависимости температуры шлифования от времени (рис. 2) по уравнениям (2)...(6) и (8) в среде MathCAD принимаем следующие исходные данные: $D=390$ мм (из возможного интервала 300...400 мм), $l_1=20$ мм, $l_2=15$ мм, $V_{кр}=35$ м/с, $V=2$ м/мин, $t=0,028$ мм, $q_{MAX}=40 \cdot 10^6$ Вт/м², $\lambda=42$ Вт/(м·°C), $a=8 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

При этих условиях $l_1 + l_2 = 35$ мм, число режущих выступов на прерывистом круге $N=35$, время одного полного оборота круга 35 мс, время воздействия неподвижного плоского теплового источника $\tau_H=100$ мс, количество оборотов круга за время τ_H составляет 2,9. Таким образом, в состав одного макроцикла прерывистого шлифования длительностью $\tau_H=100$ мс входит 100 более коротких циклов длительностью $T=1$ мс, при этом за время одного оборота круга происходит 35 более коротких циклов шлифования.

Время действия режущего выступа составляет

$$T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}} = \frac{20 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,5714 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Время отсутствия теплового импульса (над точкой контакта проходит впадина длиной l_2)

$$T - T_1 = \frac{l_2}{V_{кр}} = \frac{15 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,42857 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Коэффициент заполнения s окружного шага круга (периода прямоугольного импульса)

$$s = \frac{T_1}{T} = \frac{0,5714}{1} = 0,5714.$$

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Из анализа данных на рис. 2 видно, что математическая модель (2)...(6) дает наибольшую погрешность на интервале первого цикла шлифования (далее – микроцикла): суммарная температура, полученная по формуле (2), изменяется от -27 °C до $+66$ °C (кривая 3), в то

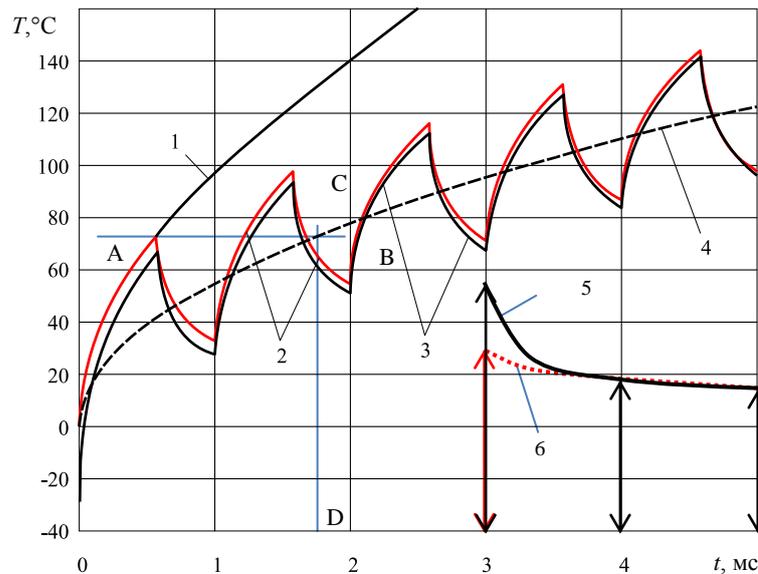


Рис. 2. Температура шлифования (T , °C) в начале макроцикла нагрева на участке переходного процесса:
 1 – от воздействия постоянной плотности теплового потока $q(\tau) = q_{MAX} = 40$ Вт/мм²;
 2 – полученная методом суперпозиции по уравнению (8);
 3 – суммарная (установившаяся) температура по модели (2)...(6);
 4 – непрерывно возрастающая часть установившейся температуры по уравнению (3)

время как температура, полученная методом суперпозиции по формуле (8), изменяется от 0 до +73 °С (кривая 2). Начиная со второго микроцикла и далее различие между графиками 2 и 3, построенными по формулам (2)...(6) и (8), уменьшается, что вызвано затуханием переходного процесса изменения температуры. Затухающие по величине амплитуды 1-го, 3-го и 5-го импульсов для кривых 3 и 2 изменяются, стабилизируясь (показано зависимостями 5 и 6 на рис. 2). Непрерывно возрастающая составляющая температуры (кривая 4 на рис. 2) является экспоненциально подобной, однако, в отличие от экспоненциального закона, медленнее стабилизируется, продолжая нарастать. Причем это нарастание происходит с замедляющимся темпом по мере увеличения длительности макроцикла шлифования на интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$. Начиная с 5-го импульса различием между графиками 2 и 3 (рис. 2) можно пренебречь, переходный процесс заканчивается, относительная ошибка при определении максимальной температуры не превышает 2 %.

Найденному выше эмпирическим способом времени переходного процесса соответствует постоянная времени, которую можно найти из следующего условия. Максимальное значение амплитуды первого импульса температуры, полученного методом суперпозиции (прямая АВ на рис. 2), принадлежит непрерывно возрастающей компоненте температуры (точка пересечения прямой АВ с кривой 4). Линия CD, проходящая через указанную точку пересечения, отсекает на абсциссе координату времени, равную постоянной времени.

Это можно записать в виде математического условия

$$\frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT_1}{\pi}} = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau_t}{\pi}}, \quad (9)$$

где τ_t – постоянная времени переходного процесса изменения температуры.

Учитывая соотношение между параметрами q_{MAX} и q_{AVE} , из (9) получаем

$$\tau_t = \frac{T}{s} = TQ, \quad (10)$$

где Q – скважность прямоугольного импульса теплового потока ($Q > 1$).

Для рассматриваемого случая ($s=0,5714$) постоянная времени переходного процесса τ_t по формуле (10) составляет

$$\tau_t = \frac{1}{0,5714} = 1,75 \text{ мс.}$$

Известно, что время экспоненциального переходного процесса, при котором выходная величина принимает 95 % от своего установившегося значения, приблизительно равно утроенному значению постоянной времени изменения выходной величины (температуры). Исходя из этого правила с учетом формулы (10), время переходного процесса T_t составит

$$T_t = 3\tau_t = 3 \frac{T}{s} = 3TQ < \tau_H. \quad (11)$$

Для данного случая время переходного процесса $T_t=1,75 \cdot 3=5,25$ мс, что соответствует выбранному интервалу времени на рис. 2.

Общая формулировка задачи оптимизации геометрических параметров микропрерывистого шлифовального круга заключается в определении количества выступов N и коэффициента заполнения окружного шага s , которые обеспечивают наименьшую температуру шлифования на интервале времени действия $0 \leq \tau \leq \tau_H$ теплового источника при шлифовании. В свою очередь максимальное время действия теплового источника, при котором температура шлифования максимальна, например, применительно к плоскому шлифованию определяют по формуле (1).

Для решения задачи оптимизации в интервале времени установившихся значений температур $T_t < \tau < \tau_H$ по уравнениям (2)...(6) определены максимальные температуры прерывистого шлифования в зависимости от количества выступов N на микропрерывистом круге, которое изменяли от 3 до 350. Графики построены для трех различных значений коэффициента заполнения $s=T_t/T$: 0,2; 0,5; 0,8 (рис. 3).

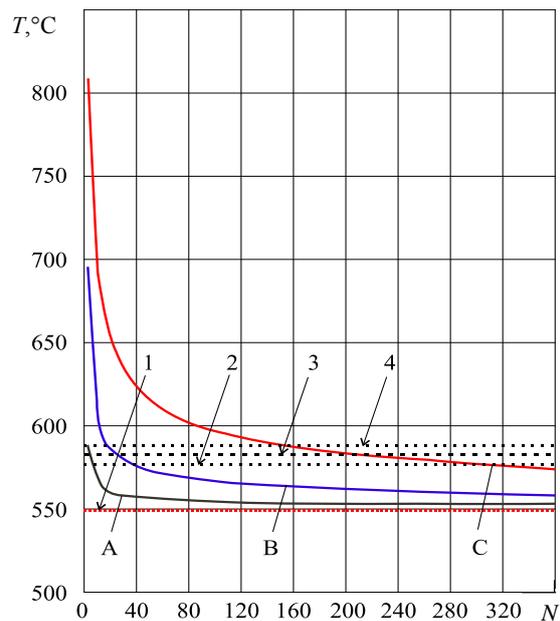


Рис. 3. Изменение температуры $T = \Theta_{SUM}(N)$ макро- и микропрерывистого шлифования при $q_{AVE} = const = 22,856 \text{ Вт/мм}^2$ в зависимости от числа режущих выступов N шлифовального круга при различном коэффициенте заполнения s : A, B и C- $s=0,8$; 0,5 и 0,2

Видно, что зависимость $\Theta_{SUM}(N)$, полученная при фиксированном значении коэффициента заполнения s , является нелинейной. Температура резко уменьшается

на начальном интервале изменения N , а затем продолжает уменьшаться незначительно. Уменьшение параметра s от $s=0,8$ (кривая А на рис. 3) до $s=0,2$ (кривая С) приводит к увеличению максимальной температуры во всем интервале изменения числа режущих выступов N . В указанном диапазоне изменения s наименьшая температура имеет место при $s=0,8$.

Критерий (или целевая функция) оптимизации для определения оптимальных геометрических параметров прерывистых кругов – наименьшая температура прерывистого шлифования в зоне резания. При этом необходимо обеспечить условие одинаковой интенсивности шлифования для всех сравниваемых конструкций макро- и микропрерывистых шлифовальных кругов, которое приводит к постоянству средней плотности теплового потока на микроцикле шлифования.

Учитывая характер изменения графиков на рис. 3 (резкое уменьшение температуры на начальном участке и дальнейшее незначительное ее понижение), примем следующую методику определения оптимальных величин N и s .

Проводят линию, параллельную оси абсцисс на уровне температуры, соответствующей максимальному на интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$ значению установившейся составляющей температуры, т. е. на уровне температуры $\Theta_R(\tau_H)$ при $\tau = \tau_H$ (рис. 1). В данном случае эта температура составляет $549,226^\circ\text{C}$ (линия 1 на рис. 3). Параллельно этой линии и выше ее, например выше на 5, 6 и 7 % от уровня $549,226^\circ\text{C}$, проводят три параллельные прямые (линии 2, 3 и 4 на рис. 3) таким образом, чтобы каждая из этих прямых пересекала все три графика. Находят интервалы для оптимальных значений N для каждого из графиков, построенных при следующих значениях s : 0,2; 0,5 и 0,8. Например, уровни температур, соответствующие 5 %, 6 % и 7 %, следующие (рис. 3): $576,69^\circ\text{C}$ (линия 2); $582,18^\circ\text{C}$ (линия 3); $587,59^\circ\text{C}$ (линия 4).

В соответствии с рассмотренной методикой получают интервалы изменения оптимального числа N при различных значениях s (табл. 1).

Таблица 1. Оптимальные интервалы геометрических параметров, характеризующих прерывистость поверхности шлифовального круга

Минимальные уровни температур	s		
	0,2	0,5	0,8
5 % ($576,69^\circ\text{C}$)	$N \geq 311$	$N \geq 40$	$N \geq 7$
6 % ($582,18^\circ\text{C}$)	$N \geq 228$	$N \geq 25$	$N \geq 5$
7 % ($587,59^\circ\text{C}$)	$N \geq 152$	$N \geq 17,8$	$N \geq 3$

Видно, что наименьшие значения N (7, 5, 3) имеют место при $s=0,8$ в последовательности, построенной в порядке возрастания минимальных уровней температур. С увеличением s от 0,2 до 0,8 при одном и том же минимальном уровне температур значения N уменьшаются.

При повышении минимального уровня температуры на 2 % (с 5 до 7 %) количество рекомендуемых выступов уменьшается более чем в 2 раза, например, для $s=0,8$ – от 7 до 3, а для $s=0,2$ – от 311 до 152. При выполнении на шлифовальном круге выступов в количестве $N \geq 152$, $N \geq 228$ и $N \geq 311$ требования к параметру s снижаются. Это обусловлено тем, что низкие температуры имеют место при большом количестве выступов при любом коэффициенте заполнения s .

Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения N и s отражает наметившуюся тенденцию замены прерывистых кругов соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами. При большом количестве режущих зерен (на порядок и больше числа режущих выступов обычного прерывистого круга), расположенных на периферии высокопористого круга, требования к коэффициенту заполнения окружного шага уменьшаются. Эта тенденция характеризует переход от макро- (обычные прерывистые круги) к микропрерывистости (высокопористые круги). Преимуществом высокопористых кругов, по сравнению с обычными прерывистыми кругами, является отсутствие дополнительной механообработки по формированию режущих выступов на круге, поскольку тепловые источники (а это – режущие зерна круга) формируются естественным образом при изготовлении высокопористых кругов.

По данным работы [17] определены параметры дискретных тепловых источников – зерен и мгновенная максимальная температура под зерном (табл. 2). При этом использованы следующие новые обозначения:

z_{ϕ} – фактическое число режущих зерен на площадке контакта;

$S_{\text{зерн}}$ – площадь контакта абразивного зерна с заготовкой;

$P_{\text{зерн}}$ – мощность резания, приходящаяся на одно режущее зерно.

Видно, что мгновенные максимальные температуры от действия отдельных режущих зерен составляют $1450 \dots 2897^\circ\text{C}$, что превышает температуру плавления обрабатываемого материала. Однако при этом необходимо учитывать, что это теоретические (расчетные) температуры, которые после приведения их к средней температуре на площадке контакта изменяются в интервале, показанном на рис. 3.

Таблица 2. Расчетные параметры тепловых источников – зерен высокопористого круга

Размер зерна, мм	l_1 , мм	l_2 , мм	l_1+l_2 , мм	Q	z_{ϕ}	$S_{\text{зерн}}$, мм ²	$P_{\text{зерн}}$, Вт зерно	$q_{\text{МАХ}}$, Вт/мм ²	$q_{\text{АВЕ}}$, Вт/мм ²	N	Θ_{SUM} , °C
0,25	0,25	3,35	3,60	14,00	3,94	0,0490	76,57	1562,73	111,578	340,30	2897
0,40	0,40	4,30	4,70	11,76	3,07	0,1256	98,27	782,40	66,200	260,68	1716
0,50	0,50	6,00	6,50	13,00	2,20	0,1960	137,14	699,69	53,800	188,49	1450

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

1. Наиболее рациональные конструктивные параметры обычных прерывистых шлифовальных кругов выбирают исходя из следующих установленных закономерностей:

– увеличение числа режущих выступов N на круге при постоянном коэффициенте заполнения s окружного шага (величина, обратная скважности импульсов теплового потока) приводит к снижению температуры шлифования (например, при коэффициенте заполнения 0,5 увеличение числа режущих выступов от 3 до 35 приводит к снижению температуры от 646,392 °C до 577,375 °C);

– увеличение коэффициента заполнения s при постоянном числе режущих выступов N также приводит к снижению температуры шлифования (например, при числе режущих выступов $N=15$ увеличение коэффициента заполнения s от 0,2 до 0,8 приводит к уменьшению температуры от 666,101 °C до 562,225 °C);

– одновременное увеличение числа режущих выступов N и коэффициента заполнения s приводит к более эффективному, чем в указанных выше случаях, снижению температуры шлифования (например, одновременное увеличение N от 3 до 35 и s от 0,2 до 0,8 приводит к снижению температуры от 808,088 °C до 557,753 °C).

2. При выборе числа N режущих выступов обычных прерывистых кругов по иным, чем температура, факторам (при малых периметрах кругов не удается изготовить большое количество N режущих выступов, т. к. с ростом числа N увеличивается трудоемкость механических работ по изготовлению кругов) необходимо пользоваться полученными рекомендациями по выбору скважности режущих выступов (табл. 1). Например, при $N=3$ необходимо выбирать коэффициент заполнения $s \geq 0,8$, а при $N=35$ – $s \geq 0,5$. Т. е. с ростом числа N требования к s уменьшаются. Например, при $N=300$ коэффициент заполнения s выбирают из условия $s \geq 0,2$ (т. к. при $s < 0,2$ температура будет дополнительно и значительно увеличиваться), в то время как при $N=3$ – $s \geq 0,9$ (при $s < 0,9$ температура будет дополнительно и значительно увеличиваться).

3. Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения численных значений N и s отражает наметившуюся тенденцию замены обычных прерывистых кругов соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами, отдельные режущие зерна которых эквивалентны режущим выступам микропрерывистого шлифовального круга. При большом количестве режущих зерен (на порядок и больше числа режущих выступов обычного прерывистого круга), расположенных на периферии высокопористого круга, требования к коэффициенту заполнения окружного шага уменьшаются (см. п. 2). Эта тенденция характеризует переход от макро- к микропрерывистости в технологии изготовления абразивного инструмента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Агасарян Р.Р. Абразивная обработка закаленных сталей типа 9Х (на примере обработки рабочих валков холодной прокатки). Ереван: Айастан, 1971. 128 с.

2. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. М.: Машиностроение, 1974. 320 с.
3. Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.В. Теплофизика механической обработки. Киев: Лыбидь, 1991. 240 с.
4. Якимов А.В., Ткаченко Б.О., Зимин С.Г. Основы теории тепловых явлений при шлифовании деталей машин. Одесса: ОГПУ, 1997. 272 с.
5. Якимов А.В., Смирнов Л.П., Бояршинов Ю.А. Качество изготовления зубчатых колес. М.: Машиностроение, 1979. 191 с.
6. Якимов А.В., Паршаков А.Н., Свирцев В.И., Ларшин В.П. Управление процессом шлифования. Киев: Техніка, 1983. 184 с.
7. Напарьин Ю.А., Якимов А.В., Ярмонов Н.А., Паршаков А.Н. К вопросу о влиянии формы теплового импульса при прерывистом шлифовании на распределение температур в теле // Повышение надежности и долговечности изделий машиностроения: тезисы докладов конф. Пермь: ППИ, 1972. С. 45–52.
8. Судариков А.С., Якимов А.В., Кудашкин В.Н. Расчет температурного поля при прерывистом шлифовании // Повышение надежности и долговечности изделий машиностроения: тезисы докладов конф. Пермь: ППИ, 1972. С. 53–60.
9. Паршаков А.Н., Паньков Л.А. К расчету температурных полей при прерывистом шлифовании с малым временем действия источника // Повышение надежности и долговечности изделий машиностроения: тезисы докладов конф. Пермь: ППИ, 1972. С. 77–79.
10. Гордеев А.В. К расчету геометрии прерывистых шлифовальных кругов // Повышение надежности и долговечности изделий машиностроения: тезисы докладов конф. Пермь: ППИ, 1972. С. 105–106.
11. Старков В.К. Шлифование высокопористыми кругами. М.: Машиностроение, 2007. 688 с.
12. Старков В.К., Рябцев С.А., Горин Н.А. Качество обработки хвостовиков турбинных лопаток при глубинном шлифовании высокоструктурными кругами // Методы повышения технологических возможностей металлообрабатывающего оборудования с ЧПУ: сб. науч. трудов. Уфа: УГАТУ, 2010. С. 51–55.
13. Макаров В.Ф. Современные методы высокоэффективной абразивной обработки труднообрабатываемых материалов. Пермь: Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2013. 359 с.
14. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М.: Машиностроение, 1978. 167 с.
15. Лищенко Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования // Труды Одесского политехнического университета. 2011. № 2. С. 80–86.
16. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. М.: Наука, 1964. 487 с.
17. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.
18. Якимов А.В. Прерывистое шлифование. Киев: Вища школа, 1986. 175 с.
19. Якимов А.В., Царюк В.Н., Якимов А.А. Технология машиностроения. Одесса: Астропринт, 2001. 608 с.

20. Сипайлов В.А. Расчет времени теплового насыщения при шлифовании // Физико-математические науки: сб. науч. трудов. № 21. Пермь: ППИ, 1966. С. 18–27.
- REFERENCES**
1. Agasaryan R.R. *Abrazivnaya obrabotka zakalennykh staley tipa 9X (na primere obrabotki rabochikh valkov kholodnoy prokatki)* [Abrasive treatment of hard steel of 9X type (on the example of treatment of cold reduction work rolls)]. Erevan, Ayastan Publ., 1971, 128 p.
 2. Maslov E.N. *Teoriya shlifovaniya materialov* [Theory of materials grinding]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1974, 320 p.
 3. Yakimov A.V., Slobodyanik P.T., Usov A.V. *Teplofizika mekhanicheskoy obrabotki* [Thermophysics of mechanical treatment]. Kiev, Lybid' Publ., 1991, 240 p.
 4. Yakimov A.V., Tkachenko B.O., Zimin S.G. *Osnovy teorii teplovykh yavleniy pri shlifovanii detaley mashin* [General theory of thermal phenomena during machine parts grinding]. Odessa, OGPU Publ., 1997, 272 p.
 5. Yakimov A.V., Smirnov L.P., Boyarshinov Yu.A. *Kachestvo izgotovleniya zubchatykh koles* [Quality of production of gear wheels]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1979, 191 p.
 6. Yakimov A.V., Parshakov A.N., Svirshchev V.I., Larshin V.P. *Upravlenie protsessom shlifovaniya* [Grinding process control]. Kiev, Tekhnika Publ., 1983, 184 p.
 7. Naparyin Yu.A., Yakimov A.V., Yarmonov N.A., Parshakov A.N. On the problem of influence of heat impulse form during interrupted grinding on temperature distribution within a body. *Tezisy dokladov konf. "Povyshenie nadezhnosti i dolgovechnosti izdeliy mashinostroeniya"*. Perm', PPI Publ., 1972, pp. 45–52.
 8. Sudarikov A.S., Yakimov A.V., Kudashkin V.N. Calculation of temperature field during interrupted grinding. *Tezisy dokladov konf. "Povyshenie nadezhnosti i dolgovechnosti izdeliy mashinostroeniya"*. Perm', PPI Publ., 1972, pp. 53–60.
 9. Parshakov A.N., Pan'kov L.A. On the calculation of temperature fields during interrupted grinding with little source operation time. *Tezisy dokladov konf. "Povyshenie nadezhnosti i dolgovechnosti izdeliy mashinostroeniya"*. Perm', PPI Publ., 1972, pp. 77–79.
 10. Gordeev A.V. On the calculation of geometry of interrupted grinding wheels. *Tezisy dokladov konf. "Povyshenie nadezhnosti i dolgovechnosti izdeliy mashinostroeniya"*. Perm', PPI Publ., 1972, pp. 105–106.
 11. Starkov V.K. *Shlifovanie vysokoporistymi krugami* [Grinding by high-porous wheels]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2007, 688 p.
 12. Starkov V.K., Ryabtsev S.A., Gorin N.A. Quality of treatment of turbine blade roots during deep grinding by high-structure wheels. *Sbornik nauch. trudov "Metody povysheniya tekhnologicheskikh vozmozhnostey metalloobrabatyvayushchego oborudovaniya s ChPU"*. Ufa, UGATU Publ., 2010, pp. 51–55.
 13. Makarov V.F. *Sovremennyye metody vysokoeffektivnoy obrabotki trudnoobrabatyvaemykh materialov* [Modern methods of high-efficiency abrasive treatment of hard-to-machine materials]. Perm', Permsky nats. issled. politekhn. universitet Publ., 2013, 359 p.
 14. Sipaylov V.A. *Teplovye protsessy pri shlifovanii i upravlenie kachestvom poverkhnosti* [Thermal processes during grinding and the product quality management]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1978, 167 p.
 15. Lishchenko N.V. Investigation of metal-working coolant's influence on the grinding temperature. *Trudy Odesskogo politekhnicheskogo universiteta*, 2011, no. 2, pp. 80–86.
 16. Carslaw H.S., Jaeger J.C. *Teploprovodnost tverdykh tel* [Conduction of heat in solids]. Moscow, Nauka Publ., 1964, 487 p.
 17. Korchak S.N. *Proizvoditelnost protsessa shlifovaniya stalnykh detaley* [Processing rate of steel parts grinding]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1974, 280 p.
 18. Yakimov A.V. *Preryvistoe shlifovanie* [Interrupted grinding]. Kiev, Vishcha shkola Publ., 1986, 175 p.
 19. Yakimov A.V., Tsaryuk V.N., Yakimov A.A. *Tekhnologiya mashinostroeniya* [Manufacturing engineering]. Odessa, Astroprint Publ., 2001, 608 p.
 20. Sipaylov V.A. Calculation of thermal saturation time during grinding. *Sbornik nauch. trudov "Fiziko-matematicheskie nauki"*. Perm', PPI Publ., 1966, no. 21, pp. 18–27.

TEMPERATURE DURING GRINDING BY INTERRUPTED AND HIGHLY POROUS GRINDING WHEELS

© 2015

N.V. Lishchenko, PhD (Engineering), assistant professor of Chair “Physics and materials sciences”
Odessa National Academy of Food Technologies, Odessa (Ukraine)

V.P. Larshin, Doctor of Sciences (Engineering), Professor of Chair “Mechanical engineering technology”
Odessa National Polytechnic University, Odessa (Ukraine)

Keywords: interrupted and highly porous grinding wheels; macro- and micro-intermittence; number of cutting ledges; duty cycle for circular pitch; grinding temperature; grinding wheel grains.

Abstract: The authors suggested a common approach and work technique for temperature determination while grinding by plain, interrupted and highly porous grinding wheels on the basis of presentation of thermal process during grinding as a single heating and cooling cycle (plain wheels) or as a complex of such cycles (interrupted and highly porous wheels). According to this presentation, the authors suggested distinguishing macro- and micro-interrupted grinding, respectively, for grinding by interrupted (macro-interrupted) and highly porous (micro-interrupted) grinding wheels. In this case, the principle of superposition of thermal fields caused by positive and negative heat source successive exposure on the processed surface at macro- and micro-levels is used according to the frequency of this exposure. The study showed that the increase of number of cutting ledges on the interrupted wheel at a constant duty cycle for these ledges circular pitch (the inverse value for pulse relative duration of heat flow) causes the reduction of grinding temperature under otherwise equal conditions. Equal grinding rate of wheels of compared designs is one of these conditions. The same trend for grinding temperature reduction takes place when increasing the duty cycle for circular pitch at a constant number of cutting ledges. The authors determined that the increase in quantity of cutting ledges on the wheel periphery causes the decrease of duty cycle influence on the temperature. The regularity of interrupted grinding temperature decrease during the increase of cutting ledges number and duty cycle (under otherwise equal conditions) confirms the validity of the discernible trend for replacing the plain interrupted wheels (macro-interrupted) with the highly porous grinding wheels (micro-interrupted) appropriate by overall dimensions. The authors present the technique for grinding temperature determination while grinding by the highly porous wheels which can be used when designing the optimal composition for these wheels and selecting their components.