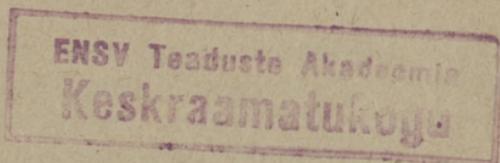


Er 6.7

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED  
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА  
Серия А № 72 1956

А. В. НИКОЛЬСКИЙ  
доцент, канд. техн. наук

**НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ТЕОРИИ  
ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОГО РАБОЧЕГО  
ЦИКЛА И МИКРОГЕОМЕТРИИ  
ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ  
ПРИ КРУГЛОМ ШЛИФОВАНИИ**



ЭСТОНСКОЕ  
ГОСУДАРСТВЕННОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО  
ТАЛЛИН 1956



## РАССМОТРИМ РЯД ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ

производительности шлифования за счет целесообразного построения рабочего цикла подач на врезание<sup>1</sup>

Выбор структуры рабочего цикла шлифовального станка и режимов высокопроизводительного шлифования связан прежде всего с требованиями, предъявляемыми к точности и качеству поверхности обработанной детали.

Производство не располагает достаточными средствами для массового и эффективного контроля физических свойств поверхностной зоны, измененных в результате шлифования деталей.

Между тем очень часто причиной преждевременного износа или поломок наиболее ответственных деталей машин и рабочих частей инструментов являются именно недостаточно высокие физические свойства их поверхностной зоны.

Поэтому необходимо уже при разработке структуры рабочего цикла и назначении режимов шлифования детали обеспечить получение заданных характеристик свойств поверхностной зоны после обработки.

Свойства поверхностной зоны, измененной обработкой, характеризуются глубиной распространения измененной зоны, ее структурой и химическим составом, внутренними напряжениями и характером их распределения, наличием микротрещин и степенью их развития, распределением микротвердости и т. д.

При определенном изделии и методе его обработки, при правильно выбранном абразивном инструменте, при известной определенности режимов шлифования, которые связаны с необходимой точностью детали и чистотой ее

---

<sup>1</sup> В работе принимали участие студенты Таллинского политехнического института Сычугов В., Гаммерман М. и Гер М. под руководством автора.

поверхности, изменения физических свойств поверхностной зоны носят также определенный характер и в качестве основного параметра может быть принята глубина измененной зоны. С глубиной измененной зоны связан также вопрос обоснования припусков на обработку, следующую за рассматриваемым переходом шлифования.

Структура рабочего цикла подач шлифовального станка определяется изменением действительной подачи на врезание ( $t$ ) в течение основного времени обработки ( $T_0$ ).

Поэтому для построения производительного цикла шлифования прежде всего нужно знать зависимость глубины измененной зоны ( $T$ ) от подачи на врезание ( $t$ ). Изучение имеющихся экспериментальных данных позволяет принять прямолинейную зависимость между  $T$  и  $t$  с достаточной для практики точностью:

$$T = at + b \text{ мк.} \quad (1)$$

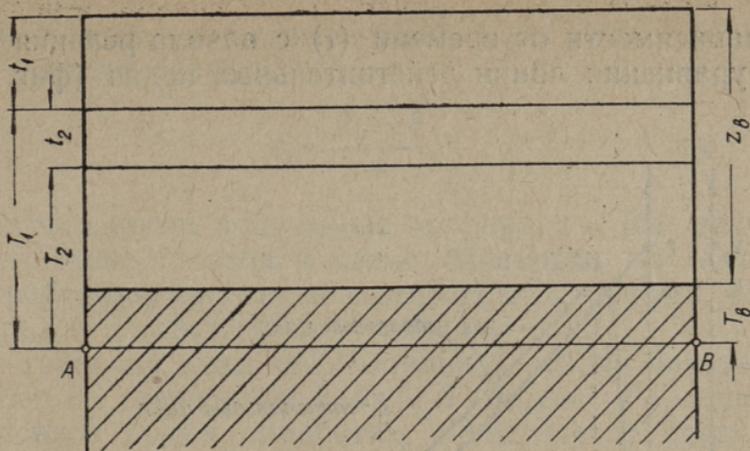
По данным автора [1], для шлифования кругом Э46СМ2К5 закаленной стали 40 со скоростью круга  $V_k = 33,5$  м/сек при скорости изделия  $V_u = 5 \div 20$  м/мин, с охлаждением, можно принять  $b = 0$  и  $a = 6$ , если  $T \geq 10$  мк.

По данным, приведенным в кандидатской диссертации В. И. Даукнис для случая шлифования кругом 60СМ1К отожженной ст. 3 со скоростью круга  $V_k = 32,4$  м/сек, при скорости изделия  $V_u = 29 \div 115$  м/мин, с охлаждением,  $a = 0,415$ ,  $b = 38,5$  мк, если  $t = 20 - 90$  мк.

Зависимости подобного вида (1) могут быть получены для каждого конкретного случая и необходимого интервала величин действительных подач ( $t$ ) непосредственно на производственных деталях.

Взяв за основу зависимость (1), определим ход изменения действительной подачи на врезание ( $t$ ) во время шлифования —  $t = f(\tau)$ , при условии обеспечения заданной глубины измененной зоны после обработки, то есть после рассматриваемого прохода ( $T_b$ ) и при условии минимальной затраты основного времени ( $T_0$ ) на снятие заданного припуска ( $z_b$ ).

В процессе снятия припуска  $z_b$  (фиг. 1) изменения, происходящие в результате шлифования в поверхностной зоне детали, не должны распространяться вглубь детали за пределы граничной линии (на фиг. 1 линия  $AB$ ), уровень которой определяется заданной глубиной измененной зоны после обработки ( $T_b$ ).



Фиг. 1.

Поэтому в начале обработки, во время первого прохода шлифовального круга по обрабатываемой поверхности, максимальная допустимая действительная подача на врезание может быть определена из условия (фиг. 1):

$$T_b + z_b = t_1 + T_1,$$

где  $T_1$  — глубина измененной зоны после первого прохода. Согласно формуле (1)  $T_1 = at_1 + b$  и следовательно:

$$t_1 = \frac{T_b + z_b - b}{a + 1}. \quad (2)$$

Аналогично для второго прохода

$$T_b + z_b - t_1 = t_2 + T_2 \text{ и т. д.}$$

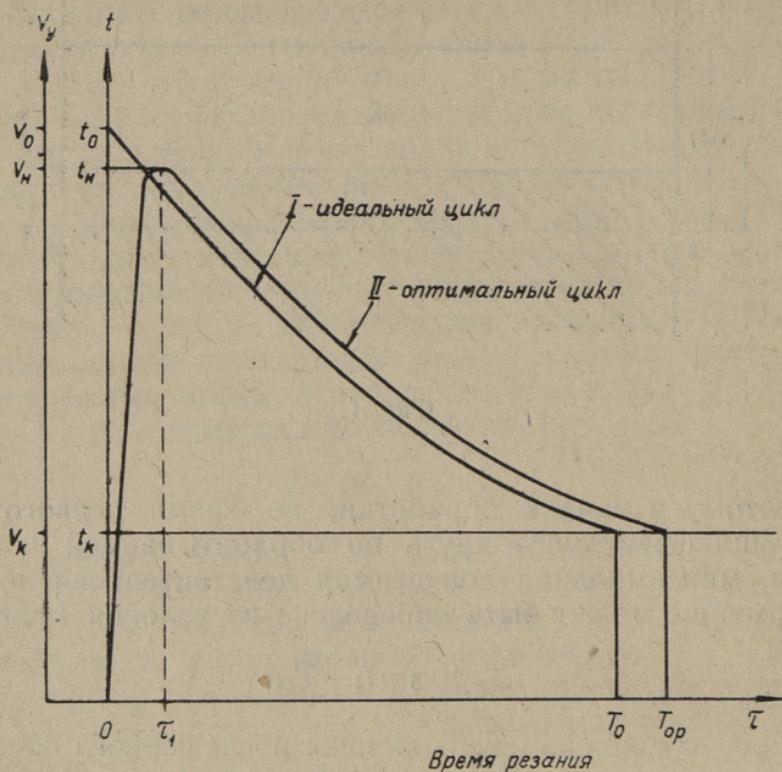
Для действительной подачи на врезание ( $t_n$ ) любого по порядку прохода ( $n$ ) получаем:

$$t_n = \frac{T_b + z_b - b}{a + 1} \left( \frac{a}{a + 1} \right)^{n-1}. \quad (3)$$

При  $n=0$  и  $\tau=0$

$$t_0 = \frac{T_b + z_b - b}{a}.$$

В зависимости от времени ( $\tau$ ) с начала резания получаем уравнения линии действительных подач (фиг. 2).



Фиг. 2.

Для врезного круглого шлифования:

$$t = \frac{T_b + s_b - b}{a + 1} \left( \frac{a}{a + 1} \right)^{n_u \cdot \tau - 1}, \quad (4)$$

где:  $n_u$  — число об/мин изделия.

Для продольного круглого шлифования

$$t = \frac{T_b + s_b - b}{a + 1} \left( \frac{a}{a + 1} \right)^{n_x \cdot \tau - 1}, \quad (5)$$

где:  $n_x$  — число ходов стола станка в минуту.

Подача на врезание в конце обработки, на последнем проходе рассматриваемого перехода ( $t_k$ ), определяется

заданной величиной измененной зоны после обработки ( $T_b$ ) согласно формуле (1):

$$t_k = \frac{T_b - b}{a}. \quad (6)$$

В случае, когда полученная по формуле (6) величина действительной подачи в конце обработки не обеспечивает требуемую чистоту поверхности или точность детали, величина  $t_k$  соответственно уменьшается.

Если рабочий цикл действительной подачи на врезание построен по уравнениям 3, 4, 5, 6 (на фиг. 2 — линия I), то основное время обработки определяется следующей формулой:

$$T_0 = \frac{\lg\left(1 + \frac{z_b}{T_b - b}\right)}{n_u \cdot \lg\left(1 + \frac{1}{a}\right)}. \quad (7)$$

Рассмотренный цикл действительных подач при шлифовании является идеальным, наиболее производительным циклом.

В дальнейшем докажем, что идеальный цикл (фиг. 2 — I) действительно является наиболее производительным и выясним условия построения различных реальных рабочих циклов наибольшей производительности с учетом полного использования возможностей абразивного инструмента, станка и обеспечения нужного качества изделий.

Заметим, что линия подач (на фиг. 2, линия I) является одновременно и линией скорости врезания ( $V_y$ ) в соответствующем масштабе. Например, для врезного шлифования:

$$V_y = n_u \cdot t, \quad (8)$$

где:  $V_y$  — скорость врезания или, иначе говоря, минутная подача на врезание.

$t$  — действительная подача на врезание в мм на оборот изделия.

$n_u$  — число оборотов изделия.

Во время цикла  $n_u$  обычно величина постоянная, дальнейшие рассуждения будем вести при условии постоянства  $n_u$  в течение рабочего цикла. Подставляя в формулу

(8) соответствующее выражение для  $t$  (формулы 3—4—5), можно получить уравнение линии действительной скорости врезания шлифовального круга в изделие. Например, при врезном шлифовании, согласно формулам (8) и (4):

$$V_y = n_u \frac{T_b + z_b - b}{a + 1} \left( \frac{a}{a + 1} \right)^{n_u \cdot \tau - 1} \quad (9)$$

Для случая шлифования с продольной подачей в уравнении (8) нужно  $n_u$  заменить на  $n_x$ .

Площадь, ограниченная линией скорости врезания и осями координат, равна в определенном масштабе снятому припуску, то есть пути, пройденному вглубь детали за время врезания. Например, за время  $T_0$ .

$$z_b = \int_0^{T_0} V_y \cdot d\tau \quad (10)$$

В простейшем случае шлифования с постоянной действительной скоростью врезания  $V_y = \text{const.}$  имеем  $Z_b = V_y \cdot T_0$ .

Следовательно, какой бы линией кривой или ломаной ни описывался рабочий цикл подачи или цикл скорости врезания, площадь, ограниченная этой линией цикла и осями координат, должна быть одной и той же, если снимается одинаковый припуск ( $z_b$ ).

Это правило позволит нам легко и наглядно сравнивать различные структуры циклов по их производительности и найти условия наиболее производительного построения любого цикла.

Для осуществления предложенного идеального цикла необходимо создание в самом начале обработки предварительного натяга технологической системы, соответствующего необходимой и максимальной действительной начальной подаче на врезание —  $t_0$  (формула 3) —

$$t_0 = \frac{T_b + z_b - b}{a}$$

Создание такого предварительного натяга с помощью следящей, копирующей или вообще любой системы подач

требует некоторого времени. Практически это время ( $\tau_1$  — на фиг. 2) может быть весьма небольшим, но все же основное время реального цикла ( $T_{0p}$  — на фиг. 2, линия II) будет несколько больше времени  $T_0$ , рассчитанного по формуле (7).

Определим на частном примере порядок величин начальной подачи на врезание —  $t_0$ , рассчитанной по формуле (3). Положим, что при шлифовании шеек валов из закаленной ст. 40 можно допустить максимальную глубину отпущенной, измененной шлифованием зоны  $T_b = 10$  мк, учитывая наличие последующего доводочного шлифования брусками. В этом случае  $T = 6 t$  мк, при  $V_k = 33$  м/сек,  $V_u = 20$  м/мин, круге Э46СМ2К. Если припуск  $z_b = 300$  мк, то по формуле (3)  $t_0 = \frac{10+300}{6} = 52$  мк/об или 0,052 мм/об, величина возможная на существующих станках. Подача при окончании цикла обработки согласно формуле (5) —  $t_k = \frac{10}{6} = 1,67$  мк/об, при этом обеспечивается необходимая чистота поверхности  $H_{ck} \leq 1$  мк.

Если обрабатываемый материал более чувствителен к ожогам, то величина  $t_0$ , при прочих равных условиях, окажется меньше.

Следовательно, в условиях окончательного шлифования возможно применение рабочего цикла подач, близкого к идеальному (на фиг. 2, линия II).

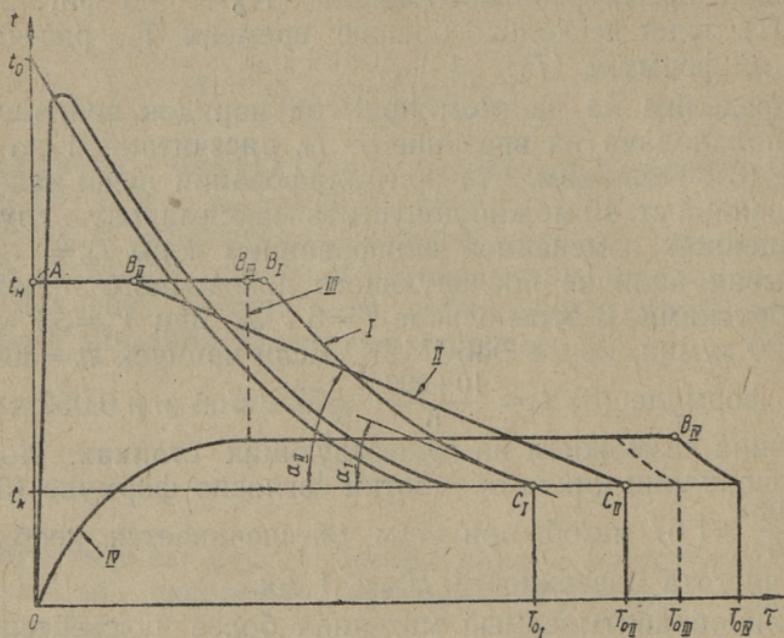
В условиях шлифования незакаленных сталей и при предварительном шлифовании закаленных сталей расчетная величина  $t_0$  по формуле (3) может оказаться более допустимой ( $t_H$ ) по опрокидывающему моменту привода станка, по нагрузке, допустимой на единицу ширины шлифовального круга, по прочности и по деформациям частей технологической системы и по другим ограничивающим факторам.

Величина  $t_H$ , допустимая по станку, инструменту и изделию, ограничивает верхний уровень линии любого по структуре рабочего цикла подач (фиг. 3).

Оптимальный цикл с ограниченной начальной подачей  $t_H < t_0$  изображен на фигуре 3 линией I.

На основании правила постоянства площадей циклов всякий цикл, отличающийся от оптимального (линия I на фиг. 3), будет иметь меньшую производительность, его

основное время ( $T_0$ ) будет больше (фиг. 3, линии II, III, IV).



Фиг. 3.

На втором месте после оптимального по производительности стоит цикл II (фиг. 3). Особенность цикла в том, что снижение подачи (участок  $B_{II}C_{II}$  линии цикла II — на фиг. 3) происходит по закону прямой линии.

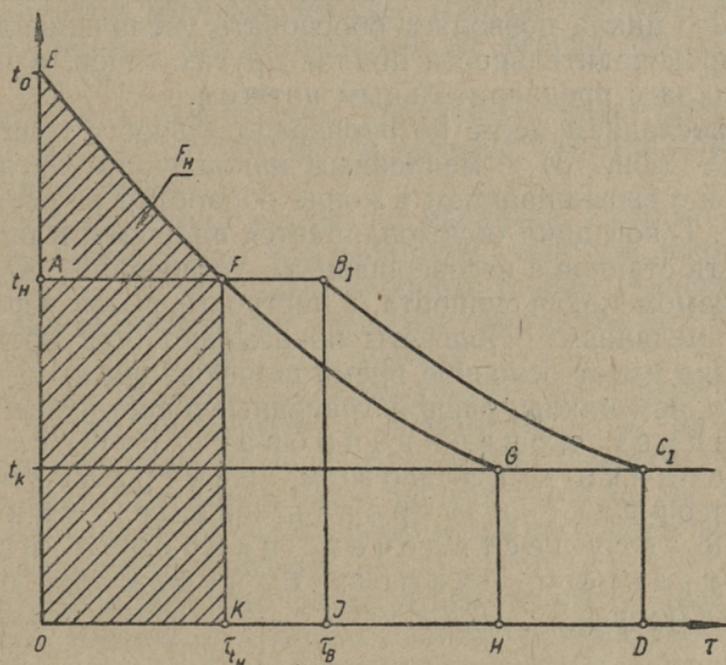
Из теории оптимального цикла, изложенной выше, вытекают и условия построения цикла типа II. Этих условий 2: во-первых, равенство площадей циклов и, во-вторых, равенство угла наклона линии ( $B_{II}C_{II}$ ) цикла II углу наклона касательной к линии цикла I в точке  $C_I$  — пересечения линии цикла с уровнем конечной подачи  $\alpha_I = \alpha_{II}$  — фиг. 3. Последнее условие объясняется тем, что оба цикла должны обеспечить одинаковую заданную глубину измененной зоны ( $T_b$ ).

Следовательно, чем больше кривизна линии оптимального цикла, описываемой уравнением (3, 4, 5), тем больше уступает этому циклу по производительности цикл II.

На третьем месте по производительности стоит ступенчатый цикл с предварительным натягом (на фиг. 3, линия III) и ему подобные циклы.

Нетрудно заметить из правила постоянства площадей

циклов, что чем длиннее участок линии цикла —  $AB_{III}$  (фиг. 3), тем меньше основное время цикла  $T_{0III}$ . Точка  $B_{III}$  не должна быть правее точки  $B_I$ , иначе в этот момент измененная зона распространится на недопустимую глубину. Положение точки  $B_I$  оптимального цикла определяется по правилу постоянства площадей, согласно фиг. 4.



Фиг. 4.

Пл.  $EGHO = \text{пл. } AB_I C_I DO$  и, так как пл.  $FGHK = \text{пл. } B_I C_I DI$ , пл.  $AB_I IO = \text{пл. } EFKO$  или, обозначив пл.  $EFKO$  через  $F_H$ , определим максимально допустимое время работы ( $\tau_B$ ) с наибольшим натягом или с наибольшей действительной глубиной врезания —  $t_H$ .

$$\tau_B = \frac{F_H}{t_H}, \quad (11)$$

где  $F_H$  может быть определена интегрированием, так как уравнение линии идеального цикла  $t = f(\tau)$  нам известно (формулы 4, 5 и т. п.).

$$F_H = \int_0^{\tau_{t_H}} t \cdot d\tau. \quad (12)$$

Предел интегрирования  $\tau_{t_H}$  определяется при известном  $t_H$  по тем же уравнениям (4) или (5) в зависимости от способа шлифования. Для приближенного определения  $F_H$  и  $\tau_{t_H}$  можно воспользоваться простейшим графическим методом.

Таким образом, использование закономерностей оптимального цикла позволяет обосновать увеличение до предела производительности циклов других типов, в частности, цикла с предварительным натягом.

На последнем месте по производительности стоит цикл типа IV (фиг. 3) с медленным накоплением натяга системы и с выхаживанием в конце обработки за счет этого натяга. Такой цикл обуславливается наличием в промышленности станков с несовершенным, устаревшим морально механизмом подач суппорта, в частности, подач через храповой механизм.<sup>2</sup> Подсчеты показывают, что оптимальный цикл имеет основное время шлифования в 1,5—8 раз меньше, чем циклы, распространенные в настоящее время.

Следует модернизировать существующие станки в плановом, централизованном порядке и строить новые станки с целью осуществления наиболее производительных циклов, близких к оптимальному.

\*

Для дальнейшего повышения производительности шлифования, при избранной структуре рабочего цикла, необходимо выбирать абразивный инструмент и условия его правки, скорость круга, скорость изделия, состав и подачу смазывающе-охлаждающей жидкости так, чтобы, полностью используя возможности станка и инструмента, получить возможно большее значение величины начальной подачи ( $t_H; V_{y_H}$ ) и возможно большее значение величины конечной подачи ( $t_K; V_{y_K}$ ), обеспечивающее заданную точность и качество поверхности изделия.

Величина максимальной подачи ( $t_H; V_{y_H}$ ) определяется прежде всего нагрузкой, допустимой на единицу ширины

<sup>2</sup> Теория этого IV типа рабочего цикла круглого шлифования детально разработана проф. Г. Б. Лурье [л. 7 и др.].

шлифовального круга  $\left(\frac{P_y}{B_k}\right)$  и мощностью резания на шлифовальном круге ( $N_k$ ), ограничиваемой опрокидывающим моментом двигателя привода.

Поэтому для разумного выбора режимов и условий производительного шлифования надо знать влияние разных факторов на усилия и мощность резания.

Имеющиеся многочисленные экспериментальные данные различных исследователей не всегда согласуются друг с другом.

В частности, совершенно различные, даже противоположные мнения существуют в вопросе влияния и выбора скорости изделия.

В вопросах теории также нет единства. Помимо наших взглядов существуют, как минимум, еще три различные точки зрения на основные вопросы теории шлифования, высказанные советскими учеными: Масловым [л. 2], Бразголем [л. 3] и Глейзером [Станкин].

Доказано, что силовые зависимости, выведенные Масловым, плохо согласуются с практикой [л. 4]; на основе взглядов Бразголя вообще невозможно вывести теоретические формулы для усилий шлифования [л. 4]; работа Глейзера еще не опубликована, и мы не имеем возможности ее проанализировать.

Попробуем вкратце разобраться здесь в некоторых вопросах теории, от которых зависит правильный выбор режимов и условий высокопроизводительного шлифования.

Рассмотрим на обрабатываемой поверхности детали площадку размером  $L \times S_{p.z}$  (фиг. 5).

Причем  $L$  — расчетная длина линии среза отдельным зерном шлифовального круга.

Величину  $L$  можно определить, удвоив результат расчета по формулам Маслова [л. 2 — стр. 54—68] для длины так называемой «кривой контакта круга с деталью» [л. 5 — стр. 13—14]. Приблизленно для круглого наружного шлифования:

$$L = 2 \sqrt{\frac{Dd}{D+d} \cdot t}, \quad (13)$$

где  $S_{p.z}$  — средний шаг режущих зерен на поверхности круга, то есть тех зерен, которые достают до срезаемого металла [л. 5 — стр. 20, 21].

$$S_{p,z} = S_z \cdot K_{S_z}, \quad (14)$$

где:  $S_z$  — средний шаг зерен на поверхности абразивного инструмента, величина, определенная для данной зернистости и структуры.<sup>3</sup>

$K_{S_z}$  — коэффициент разновысотности зерен на поверхности шлифовального круга, величина, зависящая от глубины резания ( $t$ ):

$$K_{S_z} = \frac{C_1}{t^x}. \quad (15)$$

Например, для круга Э46СМ2К5 получены (в условиях приведенного выше примера) приблизительно следующие значения:  $C_1=4$  и  $x=0,4 \div 0,5$ .

Для того, чтобы площадка  $L \times S_{p,z}$  была обработана по всей поверхности с ней должно войти в контакт и сделать срезы достаточно большое число зерен ( $K_\phi$ ).

Общее количество зерен ( $K$ ), вступающих в контакт с участком  $L \times S_{p,z}$  обрабатываемой поверхности во время одного прохода, определяется следующим выражением:

$$K = \frac{L \cdot V_k}{S_{p,z} \cdot V_u}, \quad (16)$$

где:  $V_k$  — скорость круга;

$V_u$  — скорость изделия (в одинаковых размерностях).

Если  $K$  встречь с режущими зернами круга недостаточно для того, чтобы обработать всю поверхность  $L \times S_{p,z}$ , то обработка ее не ограничится одним проходом ( $K_\phi > K$ ) и фактическая глубина резания зерен ( $t_\phi$ ) будет больше, чем одна подача на врезание ( $t$ ). Фактическая глубина резания по существу представляет собой расчетную высоту микронеровностей ( $H_p$ ), образующихся на шлифованной поверхности.

В том, что понятие «фактическая глубина резания» является реальным, нетрудно убедиться на практике. Достаточно шлифовать полированный ранее валик с такими режимами (по формуле 16), чтобы за первый проход с подачей на врезание ( $t$ ) была покрыта следами срезов лишь часть обрабатываемой поверхности, остальная часть по-

<sup>3</sup> Величина  $S_z$  может быть определена по формулам Дьяченко, Волского [л. 5, стр. 21] или по данным Маслова [л. 2].

верхности останется попрежнему полированной. После первого прохода (за 1 оборот детали или за 1 ход стола) последует новое врезание на величину подачи  $t$  и на полированной поверхности увеличится число следов от срезов и уменьшится площадь еще нетронутой зернами части поверхности.

Наконец, после достаточного числа проходов ( $n$ ) вся первоначальная полированная поверхность окажется обработанной и при дальнейших проходах с постоянной подачей ( $t$ ) процесс шлифования будет стабильным, если прочие факторы останутся неизменными, при этом фактическая глубина резания зернами будет соответственно больше величины подачи на врезание ( $t$ ):

$$t_{\phi} = n \cdot t = H_p. \quad (17)$$

Положим, что одно из режущих зерен сделало полный срез (на фиг. 5, срез 1), следующее зерно может сделать срезы одного из трех видов (на фиг. 5, срезы 2, 2-а и 2-б).

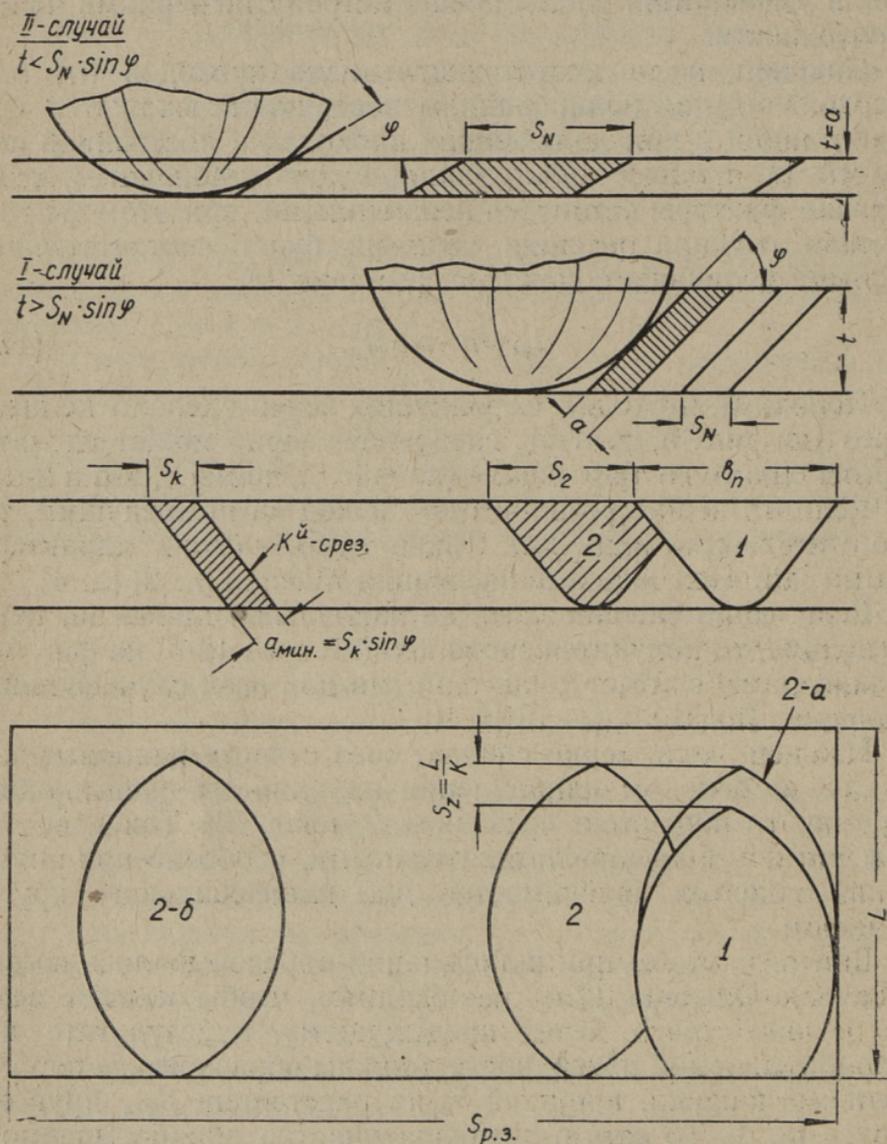
Если это зерно резало строго вслед за предыдущим, то получится срез вида 2-а. Такие срезы считает характерными для всех видов шлифования Маслов [л. 2] [л. 4].

Если зерно сделает срез, не накладывающийся на предыдущие, то получится снова полный срез (2-б на фиг. 5). Такие срезы считает характерными для всех случаев шлифования Бразоль [л. 3] [л. 4].

Наконец, если зерно сделает срез отчасти накладывающийся в боковом направлении на один из предыдущих срезов, то получится срез вида 2 (фиг. 5). Такие срезы мы считаем более представительными, особенно при получении силовых зависимостей для шлифовального круга в целом.

Для того, чтобы при шлифовании образовывались срезы Маслова-Ольдена (2-а), необходимо, чтобы каждое зерно резало строго вслед предыдущему, в результате на обрабатываемой поверхности должны образоваться параллельные канавки шириной  $b_n$  на расстоянии  $S_{p,з}$  друг от друга [л. 4]. То есть в пределах участка обрабатываемой поверхности  $L \times S_{p,з}$  должна образоваться одна такая канавка и поверхность будет полностью обработана при  $b_n = S_{p,з}$ . Это физически невозможно потому, что между режущими зернами есть и связка и еще другие нережущие зерна — недостающие до срезаемого слоя металла или не снимающие стружку. Если всё же предположить,

что  $b_n = S_{p.з.}$ , то фактическая глубина резания ( $t_{\phi} = H_p$ ) и высота шероховатости на шлифованной поверхности должны достигнуть величины порядка  $\frac{S_{p.з.}}{2}$ , например, для



Фиг. 5.

круга зернистостью 46 до величин порядка 200—1000 микрон, тогда как на самом деле высота микронеровностей шлифованной поверхности составляет величину до 10 микрон.

Пользуясь теорией вероятности можно подсчитать, что среди всех срезов при шлифовании доля срезов типа 2-а Маслова-Ольдена при реальных условиях не превышает 10%.

На основе теории вероятности можно так же подсчитать долю полных срезов Бразголя среди всех срезов при шлифовании.<sup>4</sup>

Оказывается, что в большинстве случаев относительное количество полных срезов невелико и их нельзя считать характерными для процесса шлифования, но при определенном сочетании режимов доля полных срезов возрастает, но никогда не превышает 50%, если учесть фактическую глубину резания.

Однако то, что среди всех срезов может оказаться в определенных условиях значительная доля полных срезов вовсе не говорит в пользу использования срезов Бразголя для построения теории шлифования. Схема Бразголя основана на допущении, что поверхность  $L \times S_{p.z}$  покрыта полными срезами не накладывающимися друг на друга [л. 3], [л. 4] ни в продольном, ни в поперечном направлении. Ясно, что для такого заполнения поверхности  $L \times S_{p.z}$  срезами вполне определенных размеров ( $b_n$ ;  $L$ ) нужно одно совершенно определенное число полных срезов —  $K$ .

На самом деле число срезов  $K$ , сделанных зернами на поверхности  $L \times S_{p.z}$  согласно формуле (16), величина переменная, зависящая от режимов шлифования.

Стоит, например, уменьшить скорость изделия  $V_u$ , как согласно формуле (16) общее число срезов за 1 проход увеличится и доля полных срезов среди них уменьшится. Следовательно схема Бразголя может быть близкой к действительности лишь в частном случае при вполне определенном сочетании режимов шлифования [л. 4].

Поэтому ни срезы Маслова-Ольдена, ни срезы Бразголя не могут быть достаточно представительными при построении теории шлифования.

Действительные срезы при шлифовании имеют разнообразные размеры и форму. Определение размеров срезов затрудняется еще и тем, что шлифуемая поверхность детали всегда имеет микронеровности, не подчиняющиеся

---

<sup>4</sup> Для определения числа срезов Маслова-Ольдена и срезов Бразголя в общей массе срезов мы использовали методику расчета, предложенную инженером Нейерман (ЗиС), внося поправки, учитывающие  $t_{\phi}$ .

никакой видимой закономерности, но имеющие иногда весьма значительную высоту по сравнению с величиной подачи на врезание  $[t]$ .

Силовые зависимости могут быть выведены исходя из закона удельной силы резания:

$$p = \frac{A}{a^4}.$$

При этом нужно определить среднюю толщину среза отдельным зерном<sup>5</sup> —  $a$ .

Средние размеры отдельных срезов определяются величиной подачи на врезание ( $t$ ), измеряемой между средними линиями шероховатости поверхности изделия до и после прохода и величиной среднего поперечного шага срезов ( $S_N$ ).

При всех условиях, средняя площадь сечения отдельного среза

$$f = t \cdot S_N \quad (18)$$

здесь, согласно фиг. 5:

$$S_N = \frac{S_{p.з}}{K}, \quad (19)$$

где  $K$  — число срезов, образующихся на участке обрабатываемой поверхности площадью  $L \times S_{p.з}$  за один проход с подачей на врезание  $t$ .

При этом суммарный объем всех теоретических срезов будет в точности равен объему действительно срезанного металла [л. 4] [л. 5].

В зависимости от соотношения между  $t$  и  $S_N$  (фиг. 5) можно рассматривать два случая:

при  $t > S_N \cdot \sin \varphi$  средняя толщина среза определяется величиной шага срезов:

$$a = S_N \cdot \sin \varphi, \quad (20)$$

где:  $\varphi$  — средний угол в плане для режущих кромок абразивных зерен в пределах глубины резания.

В этом случае по аналогии с точением получается прямая стружка.

---

<sup>5</sup> Подробно все рассуждения и доказательства, касающиеся вывода формул для определения средних размеров отдельных срезов, силовых зависимостей и формул, выражающих зависимость  $V_y$  от мощности и усилий резания и др. факторов, изложены в нашей предыдущей работе [л. 5].

При  $t < S_N \cdot \sin \varphi$  получается обратная стружка и

$$a = t. \quad (21)$$

Подсчеты значений  $S_N$  при обычных режимах шлифования показывают [л. 5 — стр. 34], что оба случая имеют место на практике.

На этом основании выведены [л. 5] общие формулы для определения максимально допустимой подачи на врезание ( $V_{yH}$  фиг. 3—4).

В частности, при  $\mu = 0,5$  имеем:

при  $t > S_N \cdot \sin \varphi$

$$V_{yH} = t_H \cdot n_u = C_{v_1} \frac{V_k^{0,4} \cdot V_u^{0,6} \cdot S_{p,3}^{0,8}}{d^{1,2}} \left(1 + \frac{d}{D}\right)^{0,2} \cdot \left(\frac{P_y}{B_k}\right)^{0,8}; \quad (22)$$

при  $t < S_N \cdot \sin \varphi$

$$V_{yH} = C_{v_2} \frac{V_k^2}{V_u \cdot d} \left(\frac{P_y}{B_k}\right)^2, \quad (23)$$

где  $P_y$  — радиальная составляющая усилия шлифования кругом.

$B_k$  — ширина контакта круга с изделием.

В зависимости от мощности резания кругом ( $N_k$ ) имеем, при  $\mu = 0,5$ , при  $t > S_N \cdot \sin \varphi$

$$V_{yH} = C_{v_3} \cdot \frac{V_u^{0,6} \cdot S_{p,3}^{0,8}}{V_k^{0,4} \cdot d^{1,2}} \left(1 + \frac{d}{D}\right)^{0,2} \cdot \left(\frac{N_k}{B_k}\right)^{0,8}, \quad (24)$$

при  $t < S_N \cdot \sin \varphi$

$$V_{yH} = C_{v_4} \frac{1}{d \cdot V_u} \left(\frac{N_k}{B_k}\right)^2. \quad (25)$$

Фактически при  $t > S_N \cdot \sin \varphi$  встречаются и обратные стружки, но преобладают все же прямые, когда зерна режут боковыми гранями несимметрично. Так же и при  $t < S_N \cdot \sin \varphi$  лишь преобладают обратные стружки и зерна режут главным образом вершинами симметрично.

Поэтому показатели степени при различных факторах, входящих в формулы (22—25), являются преувеличенными. Действительное различие во влиянии одного и того же фактора в связи с изменением соотношения между  $t$  и

$S_N$  меньше, чем это следует из формул. Чем меньше разница между  $t$  и  $S_N \cdot \sin \varphi$ , тем больше сближаются друг с другом показатели степени у одних и тех же величин в формулах для двух разных случаев соотношения между  $t$  и  $S_N \cdot \sin \varphi$ .

Детальным анализом всех возможностей увеличения  $V_{y,z}$  на основании полученных формул мы здесь заниматься не будем, так как это сделано нами в другом месте [л. 5], отметим лишь некоторые характерные выводы, касающиеся скоростей круга ( $V_k$ ) и изделия ( $V_u$ ).

Скорость изделия, если отделить ее влияние от величины  $t$ , как это и сделано в формулах (22—25), влияет на уровень максимальной скорости врезания качественно перемененно.

Это явление вытекает также из экспериментов многих исследователей, но не получало теоретического объяснения и поэтому часто не принималось во внимание. Повидимому, увеличение  $V_u$  целесообразно лишь до тех пор, пока  $t > S_N \cdot \sin \varphi$ , а дальнейшее увеличение  $V_u$  может снизить производительность (формулы 22—23 и 23—24).

Увеличение скорости круга ( $V_k$ ) позволяет увеличить производительность, но лишь при достаточной мощности привода круга, если  $t > S_N \cdot \sin \varphi$ .

В самом деле по формуле (24) с увеличением  $V_k$  при  $N_k = \text{const.}$ , допустимая скорость врезания  $V_{y,z}$  уменьшается.

\*

При выборе режимов производительного шлифования следует учитывать не только средние размеры отдельных срезов, но и рассеяние действительных значений размеров срезов.

Известно, что отделение стружки возможно только при достаточно большей толщине среза по сравнению с радиусом затупления режущей кромки инструмента. При толщине среза ( $a$ ), меньшей некоторого критического значения ( $a_x$ ), происходит лишь смятие поверхности без отделения стружки. Подобное явление наблюдается при работе всеми видами режущих инструментов.

Маслов установил, что при медленном царапании алмазом, критическое значение толщины среза колеблется в пределах от 1 мк до 6,5 мк в зависимости от качества обрабатываемого металла [л. 2, стр. 97].

Экспериментально установлено (Станкин), что при шлифовании значительная часть зерен, которые могли бы резать, на самом деле не снимают стружки.

Попытаемся наметить путь такого подхода к выбору режимов шлифования, чтобы насколько возможно увеличить использование режущей способности зерен инструмента и сократить число зерен не снимающих стружку. Вернемся к схеме на фиг. 5.

Вероятность полного совпадения второго среза с первым по ширине и образования среза вида 2-а определяется отношением числа случаев, благоприятствующих этому событию ( $b_n$ ), к числу всех случаев ( $S_{p,3}$ ):

$$P_2 = \frac{b_n}{S_{p,3}}.$$

На обрабатываемой поверхности много участков размером  $L \times S_{p,3}$ , на каждом из участков вторые срезы могут расположиться различно в пределах  $S_{p,3}$  (срезы 2-а; 2-б), но в среднем для всей поверхности ширина вторых срезов ( $S_2$  — на фиг. 5) определяется так:

$$S_2 = b_n(1 - P_2) = b_n \left(1 - \frac{b_n}{S_{p,3}}\right).$$

Для последнего  $K$ -го среза вероятность полного совпадения по ширине с предыдущими срезами определяется так:

$$P_k = 1 - \left(1 - \frac{b_n}{S_{p,3}}\right)^{K-1}. \quad (26)$$

Средняя толщина  $K$ -х срезов может быть названа минимальной толщиной срезов ( $a_{\text{мин}}$ ), так как  $S_k < S_{k-1} < \dots < S_3 < S_2 < b_n$ .

$$S_k = b_n(1 - P_k) = b_n \left(1 - \frac{b_n}{S_{p,3}}\right)^{K-1}. \quad (27)$$

$$a_{\text{мин}} = S_k \cdot \sin \varphi = b_n \left(1 - \frac{b_n}{S_{p,3}}\right)^{K-1} \cdot \sin \varphi, \quad (28)$$

где  $b_n$  определяется глубиной резания и геометрией режущей части зерен<sup>6</sup>. Число зерен, работающих вхолостую

<sup>6</sup> Для расчета полной ширины среза  $b_n$  могут быть использованы формулы Маслова [л. 2, стр. 24—26], если в них взамен  $a'_z$  подставить глубину резания —  $t$ .

(то есть либо попадающих в ранее обработанные места, либо лишь сминающих поверхность без отделения стружки), будет минимальным при условии

$$a_{\text{мин.}} \geq a_x, \quad (29)$$

где:  $a_x$  — критическая толщина среза.

Исходя из условия (29), по формуле (28) может быть определено рациональное критическое число срезов —  $K_x$ , формирующих участок поверхности —  $L \times S_{p.z}$ . Полученное таким образом  $K_x$  может быть подставлено в формулу (16)

$$K = \frac{L \cdot V_k}{S_{p.z} \cdot V_u}. \quad (16)$$

Исходя из более полного использования режущей способности зерен инструмента, следует выбирать сочетание режимов шлифования так, чтобы по возможности число срезов, формирующих поверхность ( $K$  по формуле 16), было не больше критического значения ( $K_x$ ).

Наиболее удобно регулируемым фактором здесь является скорость изделия —  $V_u$  (формула 16).

При использовании уравнений (28—16) необходимо учитывать фактическую глубину резания —  $t_\phi$ .

При  $t_\phi = t$  (что соответствует случаю, когда  $t \gg S_N \cdot \sin \varphi$ , рассмотренному выше) величины, входящие в формулы (28—16), а именно:  $b_n$ ;  $\varphi$ ;  $S_{p.z}$ ;  $L$  зависят от  $t$ . При  $t_\phi > t$  величины  $a_{\text{мин}}$  и  $b_n$ ;  $\varphi$ ;  $S_{p.z}$ ;  $L$  зависят от  $t_\phi$  и от числа проходов до стабилизации процесса формирования поверхности, то есть от  $n_c = \frac{t_\phi}{t}$  при  $t = \text{пост.}$

Если в первом приближении допустить, что при  $t_\phi > t$  формирование поверхности происходит за один последний проход периода стабилизации, то есть если пренебречь работой зерен в предыдущих проходах ( $n_c - 1$ ), тогда можно непосредственно использовать уравнения (28, 13—16 и др.), заменив там  $t$  через  $t_\phi$ .

В этом случае можно получить уравнение (30), определяющее величину фактической глубины резания ( $t_\phi$ ) в зависимости от прочих факторов шлифования, полагая при

этом, что в основном стабилизация в формулировании поверхности наступает при условии  $a_{\text{мин}} = a_x$ :

$$a_x = b_n \left( 1 - \frac{b_n}{S_{p,з}} \right)^{K-1} \cdot \sin \varphi, \quad (30)$$

где  $b_n = f(t_\phi)$ ;  $\varphi = f(t_\phi)$ ;

$$S_{p,з} = \frac{C_1 \cdot S_3}{t_\phi^x}; \quad (14, 15)$$

$$K = \frac{S_{p,з}}{S_N}. \quad (19)$$

Согласно формулам (16 и 19):

$$S_N = \frac{S_{p,з}^2 \cdot V_u}{L \cdot V_k}, \quad (31)$$

где:

$$L = 2 \sqrt{t_\phi \frac{D \cdot d}{D + d}}. \quad (13)$$

Подставив соответствующие выражения в формулу (30), мы убеждаемся, что полученное уравнение не решается в общем виде относительно искомой величины  $t_\phi$ .

Для получения  $t_\phi$  по уравнению (30) может быть использован графический метод. Для качественной оценки влияния различных факторов на  $t_\phi$  и расчетную высоту микронеровностей шлифованной поверхности  $H_p = t_\phi$  найдем упрощенное решение.

Отметим, что в формуле (30) все величины кроме  $S_N$  либо постоянные ( $a_x$ ;  $c_1$  и др.), либо зависят только от  $t_\phi$  при одной и той же характеристика круга ( $S_3$ ;  $x$ ;  $c_1$ ) и неизменной остроте его зерен. В этом случае влияние режимов шлифования на  $t_\phi$  определяется исключительно их влиянием на поперечный шаг срезов —  $S_N$ , то есть:

$$t_\phi = C_2 \cdot S_N^m, \quad (32)^7$$

<sup>7</sup> Если в формуле (32), выведенной на основе теории вероятности, принять  $C_2 = 0,5$  и  $m = 1$ , то получим выражение  $t_\phi = \frac{S_N}{2}$ , сов-

падающее с первой формулой для приближенного расчета фактической глубины резания, выведенной нами в кандидатской диссертации в 1950 г. на основе анализа процесса стружкообразования при шлифовании с помощью оценки средних размеров срезов (фиг. 6—1).

где:  $C_2$  и  $m$  — величины постоянные при одной и той же характеристике круга ( $S_3; C_1; x$ ) и остроте его зерен.

Используя только что написанное выражение  $S_N$  через  $t_{\phi}$  для подстановки в формулу (32) и учитывая, что на каждом зерне в результате правки может быть не одна, а несколько режущих вершин, в среднем числом  $z_3$ , можно написать:

$$t_{\phi} = C_3 \cdot \left(\frac{V_u}{V_k}\right)^{\frac{m}{1+(0,5+2x)m}} \cdot \left(\frac{S_3}{\varepsilon_3}\right)^{\frac{2m}{1+(0,5+2x)m}} \cdot \left(\frac{D+d}{D \cdot d}\right)^{\frac{m}{2+(1+4x)m}}, \quad (33)$$

где:

$$C_3 = 0,5^{\frac{m}{1+(0,5+2x)m}} \cdot C_1^{\frac{2m}{1+(0,5+2x)m}} \cdot C_2^{\frac{1}{1+(0,5+2x)m}}. \quad (34)$$

Судя по формуле (33, 34),  $t_{\phi}$  совершенно не зависит от подачи на врезание  $t$ .

Но исходные формулы (30), (32) не учитывают работу зерен по формированию поверхности во время всех проходов, предшествующих последнему проходу периода стабилизации, и поэтому дают преувеличенное представление о величине фактической глубины резания —  $t_{\phi}$ .

Значит, чем больше число проходов периода стабилизации  $\left(\frac{t_{\phi}}{t}\right)$ , тем меньше действительная величина  $t_{\phi}$  по сравнению с расчетной по формулам (33), (34). Следовательно, чем меньше  $t$  по сравнению с  $t_{\phi}$ , тем меньше величина  $t_{\phi}$ .

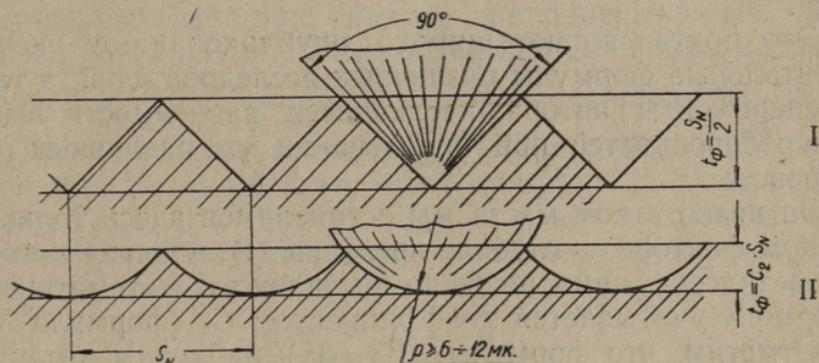
Решение вопроса о влиянии числа проходов —  $\frac{t_{\phi}}{t}$  сводится к сложному ряду и поэтому приближенно можно учесть влияние  $t$  на  $t_{\phi}$  дополнительным коэффициентом  $C_t$  к формуле (33). Причем  $C_t \leq 1$ .

Для наглядности рассмотрим частную зависимость в случае шлифования кругом Э46СМ2К, когда можно принять  $C_1 = 4$ ;  $x = 0,4 \div 0,5$ . Положим  $m = 1$  и  $C_2 = \frac{1}{4}$ , учиты-

вая притупленность вершин зерен (фиг. 6-II), тогда при  $x=0,5$ :

$$H_p = t_{\phi} = 1,3 \cdot C_t \left( \frac{S_3}{z_3} \right)^{0,8} \cdot \left( \frac{V_u}{V_k} \right)^{0,4} \cdot \left( \frac{D+d}{D \cdot d} \right)^{0,2}, \quad (35)$$

где:  $C_t$  увеличивается с увеличением подачи на врезание —  $t$ .



Фиг. 6.

Расчетная высота микронеровностей ( $H_p = t_{\phi}$ ), определяемая формулами (32—35), как показывают подсчеты близка по величине к максимальной высоте микронеровностей, наблюдаемой при шлифовании ( $H_M$ ), понимая под  $H_M$  — расстояние между линией вершин микронеровностей и линией наиболее глубоких впадин регулярно повторяющихся, но не обязательно преобладающих на поверхности [л. 6 — стр. 103—104].

Из формул (30—32) для определения расчетной высоты микронеровностей видно, что главным влияющим фактором является шаг срезов при шлифовании (формула 32), подобно тому как при точении главным фактором является подача (фиг. 5). В связи с этим (формулы 33—35) чистота поверхности улучшается с увеличением скорости круга, с уменьшением скорости изделия, с уменьшением подачи на врезание, с применением более мелкозернистого инструмента и с увеличением числа режущих вершин ( $z_3$ ) на каждом зерне за счет правки с малой подачей. По мере износа и затупления зерен в работе увеличивается ширина полного среза ( $b_n$ ) по сравнению с глубиной резания и, следовательно, уменьшается фактическая глубина резания  $t_{\phi}$  и расчетная высота микронеровностей

(формула 30). Такое явление обычно наблюдается на практике в начале работы после правки круга. При дальнейшем износе зерен и засаливании круга действительная чистота поверхности ухудшается по причине увеличения сопротивления резанию, увеличения пластических деформаций, трения и сопутствующих явлений.

Таким образом, полученные теоретические зависимости довольно хорошо согласуются с практикой шлифования.

Это подтверждают широко опубликованные экспериментальные формулы различных исследователей, а также эксперименты автора, касающиеся зависимости высоты микронеровностей при шлифовании от различных факторов.

За недостатком места мы остановимся здесь только на одном факторе — глубине врезания ( $t$ ), влияние которого теоретически нами не было выявлено в математической форме и учитывается коэффициентом  $C_t$  (формула 35).

Отметим, что формулы (33—35) написаны были для случая, когда равенство  $H_p = t_{\phi}$  можно считать справедливым. В случае  $t_{\phi} = t$  высота микронеровностей шлифованной поверхности может быть и меньше глубины резания ( $H_p \leq t$ ), подобно тому, как это обычно имеет место, например, при точении. Следовательно при  $t_{\phi} = t$  по аналогии с точением можно определить расчетную высоту микронеровностей следующим выражением:

$$H_p = \frac{S_N^2}{8\varrho}, \quad (36)$$

где:  $\varrho$  — радиус затупления режущих вершин абразивных зерен (величина порядка более 6—12 мк).

Формула (36) будет давать преуменьшенные результаты в связи с тем, что разновысотные зерна режут на разном уровне в пределах глубины резания.

Сравним результаты расчетов по теоретическим формулам с экспериментальными зависимостями, полученными в условиях ранее рассмотренных примеров при врезном шлифовании кругом Э46СМ2К5, закаленной ст. 40 с  $H_{Rc} = 54 \div 58$  при  $d = 50$  мм с охлаждением 1% эмульсией с добавкой 0,5% тринатрийфосфата для улучшения смывающей способности;  $V_k = 33$  м/сек;  $V_u = 19,6$  м/мин.

В этих условиях получены следующие экспериментальные формулы:

$$H_M = 4,2 \cdot t^{0,46}; \quad (37)$$

$$H_{ck} = 0,6 \cdot t^{0,37}; \quad (38)$$

при  $t$  от 0,5 до 10 мк на оборот изделия.

Например: при  $t=10$  мк получаем  $H_M=12,7$  мк и  $H_{ck}=1,4$  мк при  $t=1$  мк получаем  $H_M=4,2$  мк и  $H_{ck}=0,6$  мк.

Определим расчетную высоту микронеровностей для  $t=10$  мк, когда  $S_N=4,17$  мк, то есть значительно меньше величины  $\frac{t}{\sin \varphi} \approx 20$  мк и когда можно ожидать, что  $t_\phi$  не превышает существенно величину  $t$ . По формуле (35) получаем результат, полагая, что в формулу (35) значения величин  $S_z$ ;  $D$  и  $d$  следует подставлять в микронах, так как значения  $C_t$  и  $x$ , принятые при выводе этой формулы, соответствуют размерности  $t$  в мк.

$$\text{Результат: } H_p = \frac{C_t}{z_3^{0,8}} \cdot 9,4. \quad (39)$$

При обычной подаче правки полагаем, что каждое зерно имеет одну режущую вершину, — тогда  $H_p=9,4 \cdot C_t$ ; так как  $t=10$  мк, то приближенно можно полагать в данном случае  $C_t=1$  и  $H_p=t_\phi=t$ .

Как видим, расчетная высота микронеровностей (9,4 мк) несколько меньше наблюдаемой в действительности (12,7 мк), что обычно имеет место и при других видах резания металлов. В данном случае для определения  $H_p$  при  $t < 10$  мк, когда  $t_\phi > t$ , необходимо ввести коэффициент  $C_t < 1$  в формуле (39 и 35) и на основании экспериментальных данных (формулы 37—38) имеем приближенно:

$$C_t = \left(\frac{t}{10}\right)^{0,5}, \quad (40)$$

при  $t=1$  мк,  $C_t=0,316$  и при  $z_3=1$ ,  $H_p=0,316 \cdot 9,4=3$  мк, в то время как на самом деле в тех же условиях  $H_M=4,2$  мк. Таким образом мы наглядно убедились в том, что расчетная высота микронеровностей по формуле (35), в случае  $t_\phi \geq t$ , близка к действительной максимальной высоте микронеровностей ( $H_M$ ), измеряемой от линии наиболее глубоких регулярно повторяющихся впадин шлифованной поверхности.

Практически величина  $H_M$  может быть определена

путем постепенного споллирования измеряемой шероховатости или путем обработки ряда профилограмм, снятых с одной и той же поверхности в разных местах. Всегда  $H_M > H_{cp} > H_{ck}$ . Из формул (37—38) следует, что от глубины врезания ( $t$ ) зависит также и конфигурация микронеровностей.

$$K_h = \frac{H_M}{H_{ck}} = 7 t^{0,09}, \quad (41)$$

где:  $K_h$  — коэффициент конфигурации.

С увеличением  $t$  увеличивается и  $K_h = \frac{H_M}{H_{ck}}$ , а следовательно гребни шероховатости становятся более полными и тупыми, а впадины относительно сужаются. Однако влияние  $t$  на конфигурацию микронеровностей сравнительно невелико.

Используя формулу (40), для условий шлифования близких к рассмотренным, можно написать приближенную простую зависимость расчетной высоты микронеровностей от основных факторов, если  $D \gg d$  и  $t_\phi > t$ :

$$H_p = 0,4 \frac{S_3}{z_3} \cdot \sqrt{t \cdot \frac{V_u}{V_k}} \cdot \sqrt[4]{\frac{1}{d}}. \quad (42)$$

Интересно отметить, что по этой формуле (42) в случае постоянной скорости врезания ( $V_y = n_u \cdot t = \text{const.}$ ) расчетная высота микронеровностей не зависит от изменений  $V_u$  и  $t$ .

В самом деле, подставив взамен  $V_u \cdot t$  его выражение через  $V_y$

$$V_u \cdot t = \frac{\pi d}{10^6} \cdot V_y,$$

где  $d$  в мк и  $V_y$  — мк в минуту, тогда

$$H_p = 7 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{S_3}{z_3} \cdot \sqrt{\frac{V_y}{V_k}} \cdot \sqrt[4]{\frac{1}{d}}. \quad (43)^8$$

Поэтому одним из основных регулирующих факторов для обеспечения заданной чистоты поверхности при построении структуры цикла является скорость врезания в конце обработки ( $V_y$ ).

<sup>8</sup> По формуле (43) в условиях предыдущего расчета при  $t = 10$  мк получается  $H_p = 13,3$  мк.

## ВЫВОДЫ

1. Производительность шлифования может быть существенно увеличена при работе с оптимальным циклом действительных подач на врезание. Основное время оптимального цикла в 1,5—8 раз меньше, чем при других существующих в настоящее время циклах.

2. Установленные закономерности идеального цикла могут служить основой для расчета и повышения производительности любого реального цикла до предела, ограничиваемого глубиной распространения измененной поверхностной зоны при шлифовании.

3. Дана методика определения максимальной действительной подачи в начале цикла и максимальной продолжительности работы с этой подачей (при максимальном натяге технологической системы). Даны основы регулирования режимов шлифования с тем, чтобы повысить уровень действительной подачи на врезание в начальной части цикла, полностью используя возможности станка и, в частности, учитывая опрокидывающий момент двигателя и полностью используя режущую способность инструмента и учитывая, в частности, допустимую величину радиального усилия шлифования на единицу рабочей ширины круга.

4. На основе теории вероятности предложена методика регулирования режимов шлифования с тем, чтобы сократить до возможного минимума число зерен не снимающих стружку, а лишь сминающих поверхность или попадающих на места ранее обработанные другими зернами. Таким образом может быть увеличено использование режущей способности инструмента.

5. Выведены формулы для определения фактической глубины резания и расчетной высоты микронеровностей на основе теории вероятности и понятия о среднем поперечном шаге срезов.

Доказано, что главным фактором, влияющим на расчетную высоту микронеровностей при шлифовании, является поперечный шаг срезов на шлифуемой поверхности. Теоретическая зависимость максимальной высоты микронеровностей при шлифовании от различных факторов хорошо согласуется с практикой.

6. Полученные теоретические зависимости и методика расчета структуры производительного цикла и режимов

шлифования построены на принципиально новой основе с учетом как средних, так и вероятных размеров срезов отдельными зернами и отдельными режущими кромками зерна, с учетом невозможности образования стружки при малых толщинах части срезов.

7. Необходима организация централизованной модернизации существующих в производстве станков для возможности осуществления заданного производительного цикла действительных подач на врезание.

Необходимо централизованное накопление производственного и исследовательского опыта для создания нормативов по выбору режимов производительного шлифования взамен нормативов, выпущенных в 1955 г. и основанных на использовании распространенного, но наименее производительного цикла [л. 7 — стр. 9].

## ЛИТЕРАТУРА

1. А. В. Никольский — Свойства поверхностной зоны закаленной стали после обычного и доводочного шлифования. Статья в сборнике № 1 — Качество поверхности деталей машин. Издательство Ак. наук СССР, 1951 г.
2. Е. Н. Маслов — Основы теории шлифования металлов. Машгиз, 1951 г.
3. ЭНИИПП — Выпуск 3. Современные методы обработки деталей подшипников. Машгиз, 1950 г.
4. А. В. Никольский — Анализ исходных положений теории шлифования. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 55, Эстгосиздат, Таллин, 1954 г.
5. А. В. Никольский — Единые зависимости для расчета средних размеров отдельных срезов при шлифовании и доводочном шлифовании. Труды Таллинского политехнического института, сер. А, № 60, Эстгосиздат, Таллин, 1954 г.
6. А. Н. Никольский — Выбор состава жидкости для тонкою доводочного шлифования. Статья в сборнике — Охлаждающе-смазывающие жидкости. Машгиз, 1954 г.
7. Министерство станкостроительной и инструментальной промышленности — Режимы скоростного шлифования. Машгиз, 1955 г.

А. В. Никольский

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ТЕОРИИ ПРОИЗВОДИ-  
ТЕЛЬНОГО РАБОЧЕГО ЦИКЛА И МИКРОГЕО-  
МЕТРИИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ  
КРУГЛОМ ШЛИФОВАНИИ

Эстонское Государственное Издательство  
Таллин, Пярну маантсз, 10

Редактор Н. Шеглов

Технический редактор И. Вахтре

Корректор Э. Фельдманн

Сдано в набор 27. III. 1956. Подписано к печа-  
ти 20. VI 1956. Бумага 54×84 <sup>1</sup>/<sub>16</sub>, Печатных ли-  
стов 2. По формату 60×92 печатных листов 1,64

Учетно-издательских листов 1,3. Тираж 800.

МВ 05643. Заказ № 1235. Типография  
«Тарту Коммунист», Тарту, Юликооли 17/19.

Цена 95 коп.

