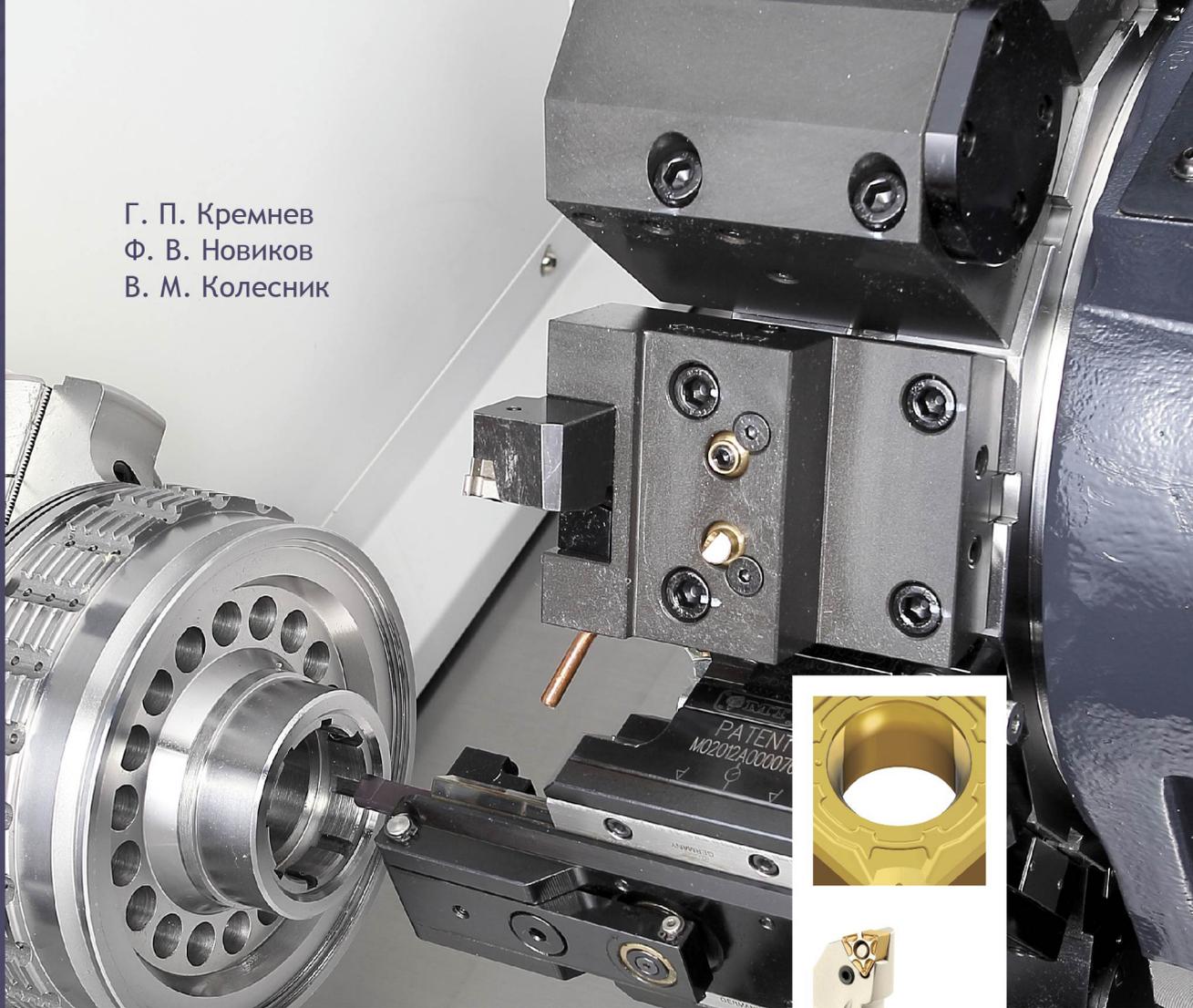


Г. П. Кремнев
Ф. В. Новиков
В. М. Колесник



ТИПОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Учебное пособие

*Ф. В. Новиков,
В. А. Жовтобрюх,
Г. В. Новиков*

**ОСНОВЫ ПОВЫШЕНИЯ
КАЧЕСТВА И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ
МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

Монография

Днепр / ЛИРА / 2017

УДК 621.91

ББК 34.63

Н73

Рецензенты: докт. техн. наук, профессор, заведующий кафедрой "Технология машиностроения" ГВУЗ "Приазовский государственный технический университет" *Андилахай А. А.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Теоретическая механика и детали машин" Харьковского национального технического университета сельского хозяйства имени Петра Василенко *Коломиец В. В.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Технология машиностроения" Одесского национального политехнического университета *Ларшин В. П.*

Авторский коллектив: докт. техн. наук, профессор Новиков Ф. В. – введение, разделы 1, 4, 5, выводы; канд. техн. наук Жовтобрюх В. А. – раздел 6; канд. техн. наук Новиков Г. В. – разделы 2, 3.

Новиков Ф. В.

Н73 Основы повышения качества и производительности механической обработки: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. – 452 с.
ISBN 978-966-383-855-7

Приведены установленные аналитические зависимости для определения основных параметров механической обработки и на их основе обоснованы условия повышения качества и производительности обработки, включая параметры точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей. Теоретически раскрыты особенности и технологические возможности лезвийной и абразивной обработок с точки зрения уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса резания. Обобщен опыт широкого применения на предприятиях Украины современных металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и прогрессивных сборных твердосплавных и керамических инструментов с износостойкими покрытиями зарубежного производства. Даны практические рекомендации.

Рекомендовано для студентов, аспирантов и преподавателей инженерных и экономических специальностей высших учебных заведений, а также для специалистов и руководителей предприятий, повышающих свою квалификацию.

УДК 621.91

ББК 34.63

© Новиков Ф. В., Жовтобрюх В. А.,
Новиков Г. В., 2017

ISBN 978-966-383-855-7

© ЛИРА, 2017

Введение

Повышение качества и производительности механической обработки деталей машин является актуальной задачей машиностроения, направленной на подъем производства и создание конкурентоспособной машиностроительной продукции. В особой мере это относится к изготовлению высокоточных деталей машин, используемых в авиационной технике и других наукоемких отраслях промышленности. Обеспечение высоких требований к качеству и производительности изготовления этих деталей требует применения современных высокоэффективных технологий, оборудования и инструментов. Подтверждением тому является накопленный опыт использования новых высокооборотных металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и сборных твердосплавных и керамических режущих инструментов с износостойкими покрытиями иностранного производства, позволяющих реализовать условия высокоскоростного резания и многократно увеличить производительность обработки при обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей деталей. Поэтому настоящая работа посвящена проблеме научно обоснованного выбора наиболее эффективных условий повышения качества и производительности механической обработки, включая методы лезвийной и абразивной обработки, в особенности шлифования.

В работе теоретически с единых позиций рассмотрены закономерности формирования силовой напряженности процессов резания и шлифования и сформулированы условия ее уменьшения с целью повышения качества и производительности обработки. Значительное внимание уделено закономерностям формирования упругих перемещений, возникающих в технологической системе, которые, как правило, определяют погрешность обработки и точность изготовления деталей машин. Предложены новые теоретические решения, направленные на уменьшение возникающих упругих перемещений, а также на их управление в процессе обработки для повышения производительности обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемых поверхностей. Аналитически с позиции теории вероятностей описаны закономерности формирования шероховатости поверхностей при абразивной обработке и определены основные условия ее уменьшения. Показана эффективность управления величиной линейного износа зерен в процессе формирования шероховатости поверхности при шлифовании, в особенности, при обработке алмазными кругами на металлических связках с применением эффективной электроэрозионной правки. Теоретически и экспериментально доказа-

на целесообразность применения схемы глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали с целью повышения производительности и качества обработки.

Приведены аналитические зависимости для определения температуры резания при обработке лезвийными и абразивными инструментами, что позволило обосновать условия ее уменьшения без снижения производительности и ухудшения качества обрабатываемых поверхностей. Определены условия уменьшения температуры резания при глубинном шлифовании, позволяющие совместить операции предварительного и окончательного шлифования в одну операцию, обеспечивая достижение высоких показателей обработки.

Значительное внимание уделено решению задач по определению условий повышения производительности обработки с учетом ограничений по точности и качеству обрабатываемых поверхностей. На этой основе разработаны новые технологии шлифования и лезвийной обработки, например, крупногабаритных деталей металлургического назначения, рабочие поверхности которых упрочнены высокотвердыми износостойкими наплавочными материалами. Показано, что при обработке деталей с низкой жесткостью технологической системы эффективно использовать схему шлифования с заданным натягом. Теоретически доказана перспективность применения круглого многопроходного и глубинного шлифования со скоростью детали, близкой или превышающей скорость круга.

В работе обобщен накопленный в Техническом центре "ВариУс" (г. Днепр) практический опыт широкого применения на предприятиях Украины современных технологий механической обработки, металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и прогрессивных инструментов зарубежного производства. Даны практические рекомендации. Технический центр "ВариУс", работающий на промышленном рынке Украины, является наибольшей компанией, специализирующейся на обеспечении предприятий оборудованием, инструментом, запасными частями и предоставлении полного комплекта работ по подготовке технологий. Его постоянными заказчиками являются практически все работающие предприятия машиностроительной, металлургической и других отраслей промышленности, а также подразделения железной дороги.

Результаты исследований широко используются в учебном процессе на кафедре "Естественные науки и технологии" Харьковского национального экономического университета имени Семена Кузнеця при изучении дисциплин технологического назначения на основе STEM концепции.

Раздел 1

Физические условия снижения силовой напряженности механической обработки

1.1. Задачи выбора эффективных способов финишной обработки высокоточных деталей

Высокие требования к точности и качеству изготовления сложных агрегатов авиационной техники предопределяют необходимость применения новых более эффективных способов обработки, разработки оптимальных технологических процессов и т.д.

Решение этих задач неразрывно связано с проблемой оптимизации условий обработки, созданием глубоких математических моделей основных методов резания лезвийными и абразивными инструментами, а также методов обработки металлов пластическим деформированием. В настоящее время накоплен огромный опыт решения оптимизационных задач в технологии машиностроения. Однако решения разнородны, нет единого подхода к математическому описанию технологических процессов, нет единых уравнений (зависимостей), описывающих целевые функции (себестоимость, производительность, параметр точности и качества обработки) и технические ограничения. Это сужает возможности оптимального проектирования. Поэтому важно с единых позиций провести оптимизацию параметров лезвийной и абразивной обработки и получить оптимальные решения, разработать методики расчета оптимальных режимов резания и других условий обработки, а также дать рекомендации по выявлению и реализации новых резервов обработки.

Такой подход позволит научно обоснованно подойти к раскрытию (уточнению) физики процессов резания и установлению их технологических возможностей в плане повышения производительности, точности и качества обработки; теоретическому обобщению основных результатов (показателей) обработки, достигнутых различными методами финишной обработки по данным, приведенным в научно-технической литературе [54 – 56; 61; 75; 76].

При изготовлении ответственных деталей машин наиболее существенной проблемой по-прежнему остается проблема обеспечения высокой точности обрабатываемых поверхностей [102]. И это несмотря на то, что в производстве используются достаточно совершенные станки, инструменты, технологические процессы. Данная проблема обусловлена, прежде всего, наличием

упругой системы станка – источника возникновения упругих перемещений и колебаний, вызывающих погрешности обработки. Исключить упругую систему станка из технологического процесса обработки практически невозможно. Поэтому основным путем повышения точности обработки следует рассматривать управление упругими перемещениями и колебаниями при обработке [58].

Общеизвестно, что упругое перемещение y , возникающее в технологической системе в радиальном направлении, равно отношению радиальной составляющей силы резания P_y и приведенной жесткости системы c , т.е. $y = P_y / c$. Неограниченно уменьшая радиальную составляющую силы резания P_y , можно реализовать условие $y \rightarrow 0$. Однако это требует существенного уменьшения производительности обработки, что не всегда эффективно. В общем виде P_y аналитически описывается [102]:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot S, \quad (1.1)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$K_{рез} = P_z / P_y$ – коэффициент резания;

P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

S – площадь поперечного сечения среза, м².

При шлифовании параметр $S = Q / V_{кр}$ определяет площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, где Q – производительность обработки, м³/с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Исходя из зависимости (1.1), уменьшить силу P_y без уменьшения параметра S (по сути, производительности обработки) можно уменьшением соотношения $\sigma / K_{рез}$, определяющего интенсивность силовой напряженности механической обработки. Данное соотношение связано с известным соотношением a_z / R обратно пропорциональной зависимостью, где a_z – толщина среза, м; R – радиус округления лезвия режущего инструмента (или вершины режущего зерна). Следовательно, чем больше a_z и меньше R , тем меньше соотношение $\sigma / K_{рез}$. Поскольку параметр a_z линейно связан с S , уменьшить радиальную составляющую силы резания P_y (без уменьшения S) можно уменьшением параметра R , обеспечивая высокую остроту режущего инструмента. Это достигается в первую очередь применением лезвийных и аб-

разивных инструментов из синтетических сверхтвердых материалов, обладающих чрезвычайно высокой твердостью и износостойкостью.

Для получения простых инженерных зависимостей, описывающих параметры силовой напряженности процесса микрорезания единичным зерном, следует рассмотреть упрощенную расчетную схему (рис. 1.1 [79]), в которой контактное давление P равномерно распределено вдоль дуги контакта зерна с обрабатываемым материалом, а зерно движется со скоростью круга $V_{кр}$. Проецируя давление P на условную плоскость сдвига, расположенную под углом β , получено выражение для расчета силы, вызывающей сдвиг элемента материала в направлении условной плоскости сдвига:

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} P \cdot \varphi \cdot R \cdot \cos(\varphi + \beta) \cdot d\varphi = P \cdot \varphi \cdot R \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (1.2)$$

где $(90^\circ - \varphi_0)$ – угол контакта зерна с обрабатываемым материалом;

φ – ширина контакта зерна с обрабатываемым материалом, м;

R – радиус округления вершины режущего зерна, м.

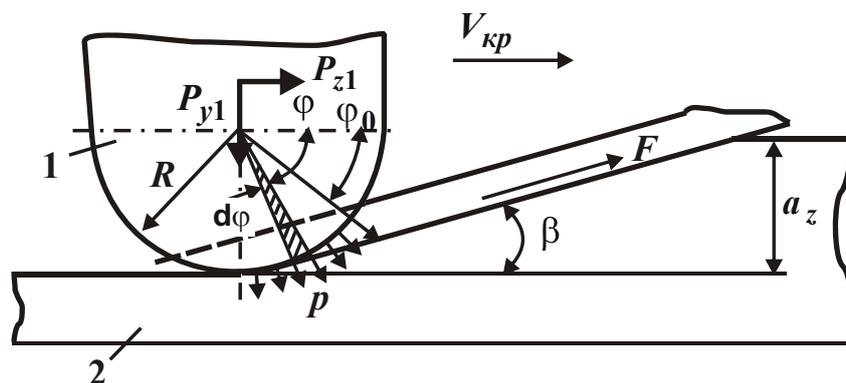


Рис. 1.1. Расчетная схема параметров процесса микрорезания:

1 – зерно; 2 – обрабатываемый материал

Касательное напряжение в условной плоскости сдвига материала:

$$\tau = \frac{F}{a_z \cdot \varphi} \cdot \sin \beta = \frac{P \cdot R}{a_z} \cdot \sin \beta \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)]. \quad (1.3)$$

Положение условной плоскости сдвига материала определяет такой угол β , при котором касательное напряжение τ максимально. Дифференцируя касательное напряжение τ по переменной величине β , т.е. подчиняя функцию τ необходимому условию экстремума $d\tau_\beta = 0$, получено уравнение для определения экстремального значения угла β , который определяет условный угол сдвига обрабатываемого материала:

$$\cos \beta \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)] + \sin \beta \cdot [\cos(90^\circ + \beta) - \cos(\varphi_0 + \beta)] = 0. \quad (1.4)$$

После тригонометрических преобразований уравнения (1.4) зависимость для определения условного угла сдвига обрабатываемого материала β примет вид:

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (1.5)$$

Анализ зависимости (1.5) показывает, что условный угол сдвига обрабатываемого материала β при угле $\varphi_0 = 0$ может изменяться в пределах $0 \dots 22,5^\circ$. Такие значения β соответствуют экспериментальным данным [48]. Угол φ_0 зависит от параметров процесса стружкообразования и определяется из условия достижения в условной плоскости сдвига материала предельной силы F , равной:

$$F = \tau_{сдв} \cdot \frac{v \cdot a_z}{\sin \beta}. \quad (1.6)$$

Сравнивая значения силы F , определяемые зависимостями (1.2) и (1.6), с учетом $\sin \beta \approx \beta$; $\cos \beta \approx 1$ (в силу малости угла β) и принимая в первом приближении величину P равной твердости обрабатываемого материала HV (по Виккерсу), получено:

$$\beta = 3 \sqrt[3]{\frac{\tau_{сдв}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (1.7)$$

Соответственно угол φ_0 определится:

$$\varphi_0 = \frac{\pi}{2} - 4\beta = \frac{\pi}{2} - 3 \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{сдв}}{HV} \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (1.8)$$

Тангенциальная P_{z1} и радиальная P_{y1} составляющие силы резания, коэффициент резания $K_{рез}$, условное напряжение резания σ и удельная интенсивность съема материала λ описываются аналитическими зависимостями:

$$\begin{aligned} P_{z1} &= \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot v \cdot R \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi = 8 \cdot HV \cdot v \cdot R \cdot \beta^2 = v \cdot 3 \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot a_z^2 \cdot HV \cdot R} = \\ &= v \cdot R \cdot 3 \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot HV \cdot \alpha^2}; \end{aligned} \quad (1.9)$$

$$\begin{aligned} P_{y1} &= \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot v \cdot R \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi = 4 \cdot HV \cdot v \cdot R \cdot \beta = v \cdot 3 \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \\ &= v \cdot R \cdot 3 \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot HV^2 \cdot \alpha}; \end{aligned} \quad (1.10)$$

$$K_{рез} = \frac{P_{z1}}{P_{y1}} = 2 \cdot \beta = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{HV} \cdot \frac{a_z}{R}} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{HV} \cdot \alpha}; \quad (1.11)$$

$$\sigma = \frac{P_{z1}}{v \cdot a_z} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot HV \cdot R}{a_z}} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot HV}{\alpha}}; \quad (1.12)$$

$$\lambda = \frac{V_{кр} \cdot K_{рез}}{\sigma} = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot HV \cdot R}\right)^2} = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{\alpha}{4 \cdot HV}\right)^2}, \quad (1.13)$$

где $\alpha = a_z / R$ – коэффициент, определяющий условия перехода от упруго-пластического деформирования металла к резанию (по экспериментальным данным ряда исследований $\alpha > 0,04$).

Анализ приведенных зависимостей показал следующее:

1) составляющие силы резания P_{z1} и P_{y1} увеличиваются с увеличением толщины среза a_z , радиуса округления режущей кромки R , предела прочности на сдвиг $\tau_{сдв}$ и твердости HV обрабатываемого материала. При этом P_{z1} в большей степени определяется параметрами $\tau_{сдв}$ и a_z , а P_{y1} – параметрами HV и R , что обусловлено особенностями механизмов их формирования: силы P_{z1} – деформацией сдвига материала, а силы P_{y1} – деформацией смятия материала при вдавливании зерна.

2) Условиями уменьшения составляющих силы резания P_{z1} и P_{y1} являются: уменьшение радиуса округления режущей кромки R и уменьшение коэффициента $\alpha = a_z / R$ до минимально возможного значения, при котором процесс резания переходит в процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала без образования стружки ($\alpha < 0,04$).

3) Коэффициент резания $K_{рез}$ однозначно определяется условным углом сдвига материала β : чем больше β , тем больше $K_{рез}$ и выше эффективность процесса микрорезания.

4) Условный угол сдвига материала β и коэффициент резания $K_{рез}$ зависят от коэффициента $\alpha = a_z / R$: с его увеличением параметры β и $K_{рез}$ увеличиваются, что согласуется с экспериментальными данными [48].

5) Коэффициент резания $K_{рез}$ зависит от отношения $\tau_{сдв} / HV$. Чем оно больше, тем больше $K_{рез}$ и выше эффективность процесса микрорезания. Этим объясняется различная обрабатываемость материалов при шлифовании, наблюдаемая на практике.

6) Условное напряжение резания σ , аналогично коэффициенту резания $K_{рез}$, определяется коэффициентом $\alpha = a_z / R$: с его увеличением σ уменьшается, что согласуется с многочисленными экспериментальными данными, приведенными в научно-технической литературе [48; 96; 107]. Условное напряжение резания σ в большей степени зависит от $\tau_{сдв}$, чем от HV , что обусловлено взаимосвязью σ с тангенциальной составляющей силы резания P_{z1} .

7) Уменьшение коэффициента $\alpha = a_z / R$ приводит к уменьшению составляющих силы резания P_{z1} , P_{y1} и увеличению условного напряжения резания σ . Поэтому при высокопроизводительной обработке благодаря увеличению коэффициента $\alpha = a_z / R$ происходит уменьшение условного напряжения резания σ , что способствует повышению эффективности обработки. При финишной обработке (доводке, полировании, суперфинишировании и т.п.), наоборот, необходимо уменьшать коэффициент $\alpha = a_z / R$ с целью уменьшения составляющих силы резания P_{z1} , P_{y1} и повышения качества обработки. Величину упругого перемещения $y = P_y / c$, возникающего в технологической системе, с учетом зависимости (1.10) можно представить в виде:

$$y = \frac{v}{c} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \frac{v \cdot R}{c} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot HV^2 \cdot \alpha}. \quad (1.14)$$

Из зависимости (1.14) вытекают основные условия уменьшения величины упругого перемещения y , состоящие в уменьшении параметров v , R , a_z и увеличении c . Наибольшее влияние на величину упругого перемещения y оказывают параметры v и c . Однако, уменьшение параметров b и a_z связано с уменьшением производительности обработки. Поэтому эффективно увеличивать c и уменьшать R , как отмечалось выше.

Радиус округления вершины режущего зерна R связан с линейной зависимостью с зернистостью абразивного или алмазного порошка, используемого при алмазно-абразивной обработке. Поэтому важнейшим условием повышения точности обработки необходимо рассматривать снижение зернистости, что подтверждается экспериментальными данными. Если все возможности уменьшения величины упругого перемещения y за счет уменьшения параметров c и R исчерпаны, то необходимо уменьшить параметр v , затем a_z , т.к. v в значительно большей степени влияет на величину упругого перемещения y , чем a_z .

При продольном точении (рис. 1.2) ширина среза v описывается зависимостью $v = t / \cos \varphi$, где t – глубина резания, м; φ – угол резца в плане; D , d – диаметры заготовки и обработанной детали, м; S – продольная подача, м/об.; V – скорость резания, м/с; $a = a_z$ – толщина среза, м; P – сила резания, Н; P_y , P_x – радиальная и осевая составляющие силы резания, Н.

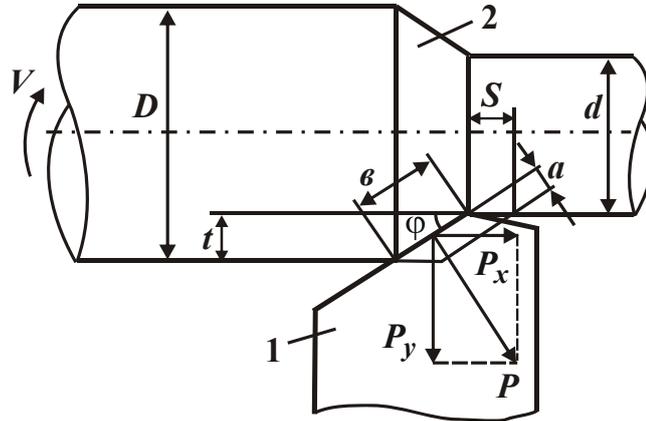


Рис. 1.2. Расчетная схема продольного точения: 1 – резец; 2 – деталь

Следовательно, уменьшение v предполагает уменьшение глубины резания t . При этом важно, чтобы соотношение a_z / R было больше предельного значения, при котором резание неосуществимо, а возможно лишь упруго-пластическое деформирование обрабатываемого материала. Исходя из этого зависимость (1.14) может быть представлена:

$$y = \frac{t}{c \cdot \cos \varphi} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \frac{t \cdot R}{c \cdot \cos \varphi} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot HV^2 \cdot \alpha} \quad (1.15)$$

При заданном значении коэффициента $\alpha = a_z / R$ уменьшить величину упругого перемещения y можно уменьшением параметров t , R и увеличением c , которые в одинаковой степени влияют на величину y . При обеспечении наименьшего значения $t \cdot R / c \cdot \cos \varphi$ зависимость (1.15) определяет минимально возможное значение величины упругого перемещения y , достигаемое в процесс резания.

Из зависимости (1.14) вытекает, что решить проблему повышения точности обработки при одновременном обеспечении высокой производительности можно за счет уменьшения ширины среза v и увеличении толщины среза a_z , т.к. эти параметры с различной степенью входят в зависимость. В связи с этим важно провести анализ зависимости (1.14) для различных процессов алмазно-абразивной обработки. Очевидно, наименьшие значения параметров R

и a_z можно достичь при обработке свободным абразивом или инструментом со связанным мелкозернистым абразивом, изготовленным гальваническим методом. Эти инструменты (шлифовальные круги) обеспечивают однослойное (одновысотное) расположение режущих зерен, чего не обеспечивают традиционные абразивные и алмазные круги. Кроме того, изготовить обычные круги мелкой зернистости весьма сложно, что ограничивает возможности уменьшения параметра R в зависимости (1.14).

Более высокие значения R при шлифовании требуют увеличения параметра a_z для обеспечения условия микрорезания $\alpha = a_z / R = const$. Отсюда вытекает, что процесс шлифования существенно ограничен с точки зрения достижения высокой точности обработки. При этом следует иметь в виду, что при шлифовании обрабатываемый материал контактирует со связкой круга, а это дополнительно увеличивает силу резания и величину упругого перемещения. Чтобы исключить (или уменьшить) нежелательное трение связки круга с обрабатываемым материалом, на практике прибегают к различным средствам: применению эффективных технологических сред и методов правки круга, использованию связок круга, обеспечивающих режим его самозатачивания.

Важным резервом повышения эффективности шлифования является применение алмазных кругов на металлических связках. Эти круги за счет более прочного удержания зерен связки позволяют увеличить толщину единичного среза a_z . Это создает эффект снижения величины упругого перемещения y при одновременном увеличении производительности обработки, согласно зависимости (1.14). Однако, как показывает практика, данные алмазные круги в процессе шлифования быстро затупляются и засаливаются и могут быть эффективно использованы при условии их непрерывной или периодической правки за счет использования алмазного электроэрозионного шлифования, основанного на введении в зону резания дополнительной электрической энергии в форме электрических разрядов.

Для оценки технологических возможностей этого перспективного метода обработки были проведены комплексные экспериментальные исследования алмазного электроэрозионного шлифования изделий из твердых сплавов на операциях круглого наружного, плоского и внутреннего шлифования (рис. 1.3). Наибольший эффект был достигнут при внутреннем шлифовании, которое характеризуется относительно низкой жесткостью технологической системы и быстрой потерей режущей способности алмазного круга на металлической связке, имеющего небольшую режущую поверхность. Например,

при обычном шлифовании алмазным кругом на металлической связке М2-01 в течение 8 минут производительность обработки уменьшилась в 5 раз.

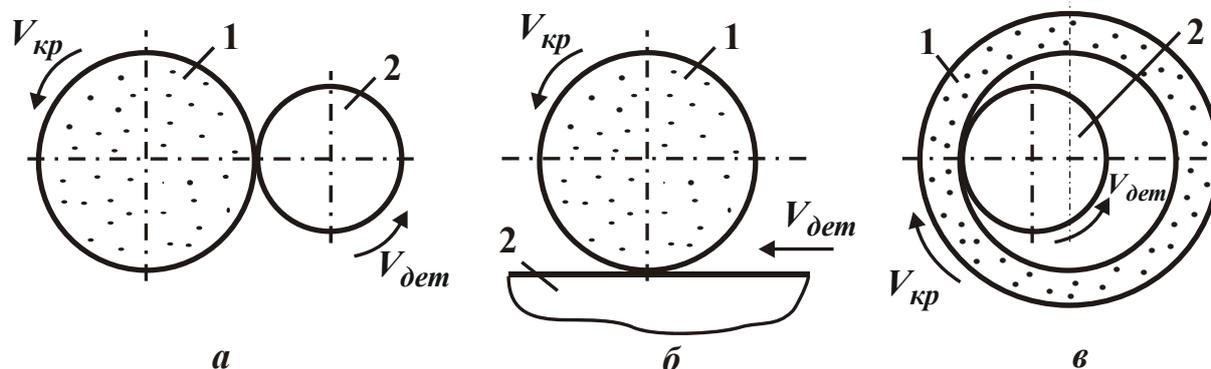


Рис. 1.3. Схемы круглого наружного (а), плоского (б) и внутреннего шлифования: 1 – круг; 2 – деталь

Введение в зону резания дополнительной электрической энергии постоянного тока позволило, во-первых, стабилизировать производительность во времени, во-вторых, добиться ее увеличения по сравнению с обычным шлифованием (без тока) и приблизить фактическое и номинальное значение. Этим удалось существенно уменьшить силу резания и упругие перемещения в технологической системе. Исходя из зависимости (1.1), уменьшение радиальной составляющей силы резания P_y произошло за счет уменьшения соотношения $\sigma / K_{рез}$, т.е. увеличения соотношения a_z / R .

Исходя из зависимости (1.15), уменьшение величины упругого перемещения y произошло за счет повышения остроты режущих зерен круга, т.е. уменьшения радиуса их округления R . Увеличение коэффициента $\alpha = a_z / R$ в данном случае не привело к увеличению величины y , т.к. коэффициент α входит в зависимость (1.15) с меньшей степенью, чем радиус округления режущих зерен R .

На основе проведенных экспериментальных исследований установлено, что основной эффект алмазного электроэрозионного шлифования состоит в обеспечении своевременного удаления с рабочей поверхности круга затупившихся зерен и устранении трения металлической связки круга с обрабатываемым материалом. Это создает условия уменьшения силовой напряженности процесса и повышения производительности и точности обработки. Разработанные технологии алмазного электроэрозионного шлифования твердосплавных инструментов и других изделий [63], а также технологии алмазно-

абразивной обработки используются на Харьковском машиностроительном заводе "ФЭД" и других предприятиях. Таким образом, исходя из зависимости (1.15), можно заключить, что добиться уменьшения величины упругого перемещения y (т.е. повысить точность обработки) можно уменьшением параметров t , R и увеличением c . Однако уменьшение глубины резания t ведет к снижению производительности обработки. Поэтому эффективно увеличивать жесткость технологической системы c и уменьшать радиус округления режущей кромки инструмента R . Поскольку величина c ограничена, основным путем уменьшения величины упругого перемещения y следует рассматривать уменьшение R , т.е. необходимо обеспечить высокую остроту режущей кромки инструмента. Это достигается применением как лезвийных, так и абразивных инструментов. Несомненно, большими возможностями в этом направлении располагают алмазно-абразивные инструменты благодаря высокой остроте режущих кромок алмазных зерен. При этом важно обеспечить своевременное удаление с рабочей поверхности алмазного круга затупившиеся зерна, имеющие увеличенное значение радиуса R .

Приведенная зависимость (1.15) открывает новые возможности анализа и выбора оптимальных способов финишной обработки. Например, по изменению радиуса R можно проанализировать с единых позиций все известные методы лезвийной и абразивной обработки с точки зрения обеспечения наибольшей точности и производительности обработки. Чрезвычайно важное значение имеет управление коэффициентом $\alpha = a_z / R$ путем установления правильного отношения между толщиной среза a_z и радиусом округления режущей кромки инструмента R . Полученные теоретические решения положены в основу методики выбора эффективных способов финишной обработки, используемых при изготовлении высокоточных деталей.

1.2. Аналитическое определение и анализ параметров силовой напряженности процесса резания

Из всего разнообразия технологий обработки материалов, основанных на использовании различных видов энергии, необходимо выделить механические технологии обработки материалов резанием, которые характеризуются наименьшей энергоемкостью и наибольшей производительностью обработки и обеспечивают высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей. Процессы резания материалов получили широкое применение в

производстве и в ближайшие годы не утратят своей значимости. Вместе с тем, технологические возможности процессов резания используются не в полной мере, что связано с их недостаточной изученностью с точки зрения условий уменьшения параметров силовой напряженности процесса резания. Так, в настоящее время разработаны методики определения силы резания для различных видов обработки [6; 46], однако, отсутствие аналитических зависимостей, увязывающих основные параметры силовой напряженности процесса резания, включая составляющие силы резания, энергоемкость обработки, коэффициент усадки стружки и др., затрудняет анализ технологических закономерностей процесса резания и условий повышения его эффективности. Особо это относится к высокоточной обработке ответственных деталей, изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами. Поэтому установление указанных аналитических зависимостей имеет большое теоретическое и практическое значение при решении задач повышения точности, качества и производительности механической обработки.

В связи с этим разработана математическая модель механики процесса резания, позволяющая с единых позиций оценить технологические возможности повышения производительности и качества обработки. На основе аналитического определения и анализа параметров силовой напряженности процесса резания обоснованы условия повышения его эффективности.

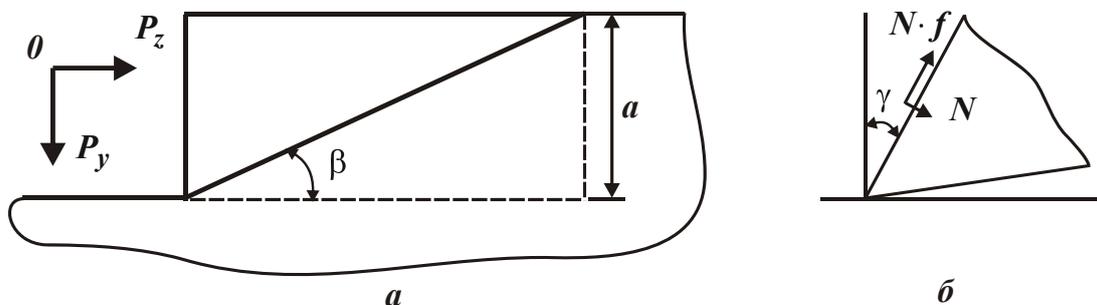


Рис. 1.4. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании (а) и схема сил, действующих на передней поверхности инструмента (б)

Предположим, что на обрабатываемый материал со стороны движущегося инструмента действует система двух сил, состоящая из тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания (рис. 1.4,а). Под действием этих сил обрабатываемый материал деформируется. В нем возникают касательные напряжения τ в плоскостях, расположенных под углом β к направлению движения инструмента. Для определения положения

плоскости, в которой касательное напряжение τ максимально и в которой произойдет сдвиг материала, необходимо спроецировать составляющие силы резания P_z и P_y на плоскость, расположенную под углом β , и определить касательное напряжение:

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} \cdot (P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta), \quad (1.16)$$

где a, b – толщина и ширина среза, м.

После преобразований получено:

$$\tau = \frac{P_y}{a \cdot b} \cdot (0,5 \cdot K_{рез} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta). \quad (1.17)$$

Нетрудно видеть, что касательное напряжение τ имеет максимум от угла β . Поэтому, подчиняя функцию τ необходимому условию экстремума $\tau'_\beta = 0$, получена зависимость для определения экстремального значения угла β – условного угла сдвига обрабатываемого материала:

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{рез}. \quad (1.18)$$

С увеличением угла β коэффициент резания $K_{рез}$ неограниченно увеличивается. При условии $\beta \rightarrow 45^\circ$ имеем $K_{рез} \rightarrow \infty$, что соответствует условию одноосного сжатия снимаемого припуска (в виде прямолинейного бруса) продольной силой P_z . С учетом тригонометрического соотношения

$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{\sin 2\beta}{\sqrt{1 - \sin^2 2\beta}}$ и (1.18) зависимость (1.17) можно преобразовать:

$$K_{рез}^2 \cdot (1 - \sin^2 2\beta) = \sin^2 2\beta, \quad (1.19)$$

откуда

$$\sin 2\beta = \frac{K_{рез}}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}}. \quad (1.20)$$

С учетом соотношения $\sin^2 \beta = \frac{(1 - \cos 2\beta)}{2}$ и зависимости (1.20) имеем:

$$\sin^2 \beta = \frac{(1 - \sqrt{1 - \sin^2 2\beta})}{2} = \frac{\left(1 - \sqrt{1 - \frac{K_{рез}^2}{1 + K_{рез}^2}}\right)}{2}. \quad (1.21)$$

Подставляя зависимости (1.20) и (1.21) в (1.17), после преобразования получено:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot \left(\sqrt{\frac{1}{1 + K_{рез}^2}} \cdot (K_{рез}^2 + 1) - 1 \right) = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot \left(\sqrt{1 + K_{рез}^2} - 1 \right). \quad (1.22)$$

Умножая числитель и знаменатель зависимости (1.22) на сопряженную величину $\left(\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1 \right)$, имеем:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot \frac{K_{рез}^2}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right)}. \quad (1.23)$$

Принимая условие $\tau = \tau_{сдв}$ из зависимости (1.23) определяется радиальная составляющая силы резания:

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right), \quad (1.24)$$

где $\tau_{сдв}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м².

Соответственно тангенциальная составляющая силы резания P_z и условное напряжение резания σ аналитически опишутся:

$$P_z = K_{рез} \cdot P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right); \quad (1.25)$$

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot v} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right) = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right), \quad (1.26)$$

где $\sigma_{сж} \approx 2 \cdot \tau_{сдв}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м².

Коэффициент резания $K_{рез}$ может изменяться в широких пределах: $0 < K_{рез} < \infty$. При резании абразивным инструментом $K_{рез} < 1$, при резании лезвийным инструментом $K_{рез} \geq 1$. С увеличением $K_{рез}$, исходя из зависимости (1.26), условное напряжение резания σ уменьшается.

Для условия $K_{рез} < 1$ имеем:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}}. \quad (1.27)$$

Как видно, уменьшить условное напряжение резания σ можно увеличением коэффициента резания $K_{рез}$. Таким образом показано, что условное напряжение резания σ зависит от коэффициента резания $K_{рез}$ и предела прочности обрабатываемого материала на сдвиг $\tau_{сдв}$.

С учетом тригонометрического соотношения $tg2\beta = \frac{2 \cdot tg\beta}{1 - tg^2\beta}$ и зависимости (1.18) условное напряжение резания σ , описываемое зависимостью (1.26), принимает упрощенный вид:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{tg\beta}. \quad (1.28)$$

Как видно, условное напряжение резания σ вполне однозначно определяется условным углом сдвига обрабатываемого материала β : чем он больше, тем меньше σ , что согласуется с известными экспериментальными данными.

Коэффициент резания $K_{рез}$ можно выразить через нормальную N и касательную $N \cdot f$ составляющие силы резания, возникающие на передней поверхности инструмента (рис. 1.4,б, рис. 1.5):

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma \\ P_y = N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma \end{cases}, \quad (1.29)$$

где f – коэффициент трения;
 γ – передний угол инструмента.

Откуда

$$K_{рез} = \frac{1 + f \cdot tg\gamma}{f - tg\gamma}. \quad (1.30)$$

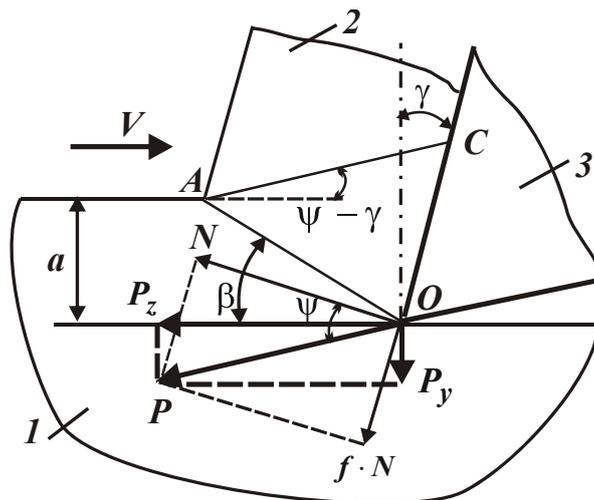


Рис. 1.5. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании:

- 1 – обрабатываемый материал; 2 – образующаяся стружка;
- 3 – режущий инструмент

С увеличением переднего угла инструмента γ и уменьшением коэффициента трения f (учитывая доминирующую роль знаменателя в зависимости (1.30)) коэффициент резания $K_{рез}$ увеличивается, что приводит к уменьшению условного напряжения резания σ . Этим показано, что наиболее энергоемкими являются процессы абразивной обработки, характеризующиеся небольшими значениями $K_{рез} < 1$ вследствие отрицательных передних углов режущих зерен. Процессы лезвийной обработки менее энергоемки. Наименьшей энергоемкостью обладают процессы обработки металлов давлением. Теоретические результаты согласуются с экспериментальными данными. Например, по данным Швеца В. В. (табл. 1.1 [115]), энергия, затрачиваемая на сьем материала, меньше, а производительность обработки больше при резании лезвийным инструментом.

Таблица 1.1

Характеристика типовых операций механической обработки

Операции	Площадь поперечного сечения срезаемого слоя, мм ²	Энергия, затрачиваемая на сьем металла, 10 ⁻³ Дж/см ³	Скорость резания, м/с	Производительность обработки, см ³ /с
Точение	1,0	0,5 – 0,7	1,5 – 7,5	5·10 ⁻² – 5·10
Протягивание	0,5	2,5 – 3,7	0,01 – 0,1	4·10 ⁻³ – 1·10 ⁻¹
Фрезерование	0,3	5,0 – 7,5	2 – 6	2·10 ⁻³ – 1
Развертывание	0,1	12 – 30	0,15 – 1,6	5·10 ⁻³ – 5·10 ⁻¹
Шлифование	0,00005	55 – 70	25 – 50	5·10 ⁻³ – 2·10 ⁻²

По мере уменьшения коэффициента $\alpha = a_z / R$, т.е. с переходом от точения к развертыванию и шлифованию, энергия, затрачиваемая на сьем материала, увеличивается. Операции обработки металлов давлением [115] характеризуются наименьшей энергоемкостью, что также согласуется с приведенными теоретическими результатами.

С учетом $tg\psi = f$ зависимость (1.30) принимает вид:

$$K_{рез} = ctg(\psi - \gamma), \quad (1.31)$$

где ψ – условный угол трения на передней поверхности инструмента.

Сравнивая зависимости (1.18) и (1.31), получено:

$$\beta = 45^0 + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (1.32)$$

Эта зависимость совпадает с известной зависимостью для расчета условного угла сдвига материала, полученной профессором Зворыкиным К. А.

Согласно зависимости (1.31), добиться выполнения условия $K_{рез} \rightarrow \infty$ и, следовательно, наименьшего значения $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{сдв}$ можно при условии $\gamma \rightarrow \psi$.

Исходя из зависимостей $P_z = \sigma \cdot Q / V$ и (1.26), можно определить производительность обработки:

$$Q = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \frac{K_{рез}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}. \quad (1.33)$$

Как видно, для увеличения производительность обработки Q необходимо увеличивать параметры P_z , V и $K_{рез}$. Однако увеличение тангенциальной составляющей силы резания P_z ограничено прочностью инструмента, а увеличение скорости резания V – его стойкостью в связи с увеличением температуры резания. Коэффициент резания $K_{рез}$ практически неограничен и изменяется в широких пределах $0 < K_{рез} < \infty$. При этом производительность обработки Q с увеличением коэффициента резания $K_{рез} \rightarrow \infty$ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению

$$Q_{max} = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{сдв}} = \frac{N}{2 \cdot \tau_{сдв}} = \frac{N}{\sigma_{сж}}, \quad (1.34)$$

где $N = P_z \cdot V$ – мощность резания, Вт.

Следовательно, чем больше коэффициент резания $K_{рез}$, тем больше производительность обработки Q . Исходя из зависимости (1.30), это связано с выполнением условия $f \rightarrow tg\gamma$.

В табл. 1.2 и на рис. 1.6 приведены расчетные значения отношения

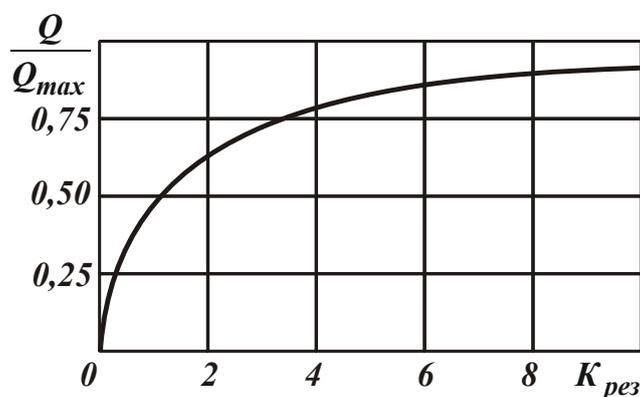
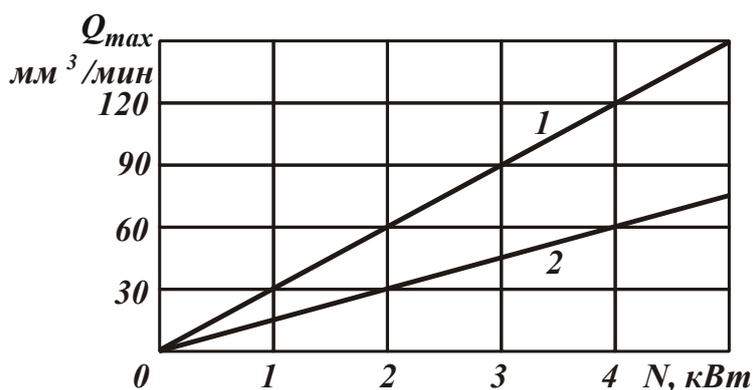
$$\frac{Q}{Q_{max}} = \frac{K_{рез}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}, \quad (1.35)$$

которые вполне однозначно определяются коэффициентом резания $K_{рез}$.

Согласно зависимости (1.34), максимальная производительности обработки Q_{max} определяется мощностью резания N : чем больше N , тем больше Q_{max} (рис. 1.7).

Расчетные значения отношения Q/Q_{max}

$K_{рез}$	0	0,5	1	2	3	4	5	6	8	10
Q/Q_{max}	0	0,236	0,414	0,618	0,721	0,781	0,82	0,847	0,88	0,91

Рис. 1.6. Зависимость отношения Q/Q_{max} от коэффициента резания $K_{рез}$ Рис. 1.7. Зависимость максимальной производительности обработки Q_{max} от мощности резания N : 1 – $\sigma_{сж} = 2000 \text{ Н/мм}^2$; 2 – $\sigma_{сж} = 4000 \text{ Н/мм}^2$.

Таким образом, добиться существенного увеличения производительности обработки Q можно в условиях резания лезвийными инструментами ($K_{рез} > 1$), управляя контактными процессами на рабочих поверхностях инструмента. При резании абразивными инструментами (при шлифовании) справедливо условие $K_{рез} < 1$, что ограничивает увеличение производительности обработки Q , которая в данном случае равна:

$$Q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{сдв}} \cdot K_{рез}, \quad (1.36)$$

где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Увеличить производительность обработки Q можно увеличением параметров P_z , $V_{кр}$ и $K_{рез}$. Зависимость (1.36) справедлива при шлифовании по жесткой схеме.

При шлифовании по упругой схеме с учетом $P_z = P_y \cdot K_{рез}$, имеем:

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{сдв}} \cdot K_{рез}^2. \quad (1.37)$$

Здесь роль коэффициента резания $K_{рез}$ усиливается, и производительность обработки Q зависит главным образом от $K_{рез}$.

Удельные составляющие силы резания описываются зависимостями:

$$P_{z_{y\delta}} = \frac{P_z}{a \cdot v \cdot \sigma_{сж}} = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (1.38)$$

$$P_{y_{y\delta}} = \frac{P_y}{a \cdot v \cdot \sigma_{сж}} = \frac{1}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right). \quad (1.39)$$

Из зависимостей (1.38) и (1.39) следует, что параметры $P_{z_{y\delta}}$ и σ идентичны, т.к. описываются одной и той же зависимостью. Анализ рассчитанных на основе зависимостей (1.38) и (1.39) значений $P_{z_{y\delta}}$ и $P_{y_{y\delta}}$, которые приведены на рис. 1.8,а, показывает, что при условии $K_{рез} = 1$ параметры $P_{z_{y\delta}}$ и $P_{y_{y\delta}}$ равны между собой, а при условии $K_{рез} < 1$ и $K_{рез} > 1$ справедливы соответственно условия $P_{z_{y\delta}} < P_{y_{y\delta}}$ и $P_{z_{y\delta}} > P_{y_{y\delta}}$.

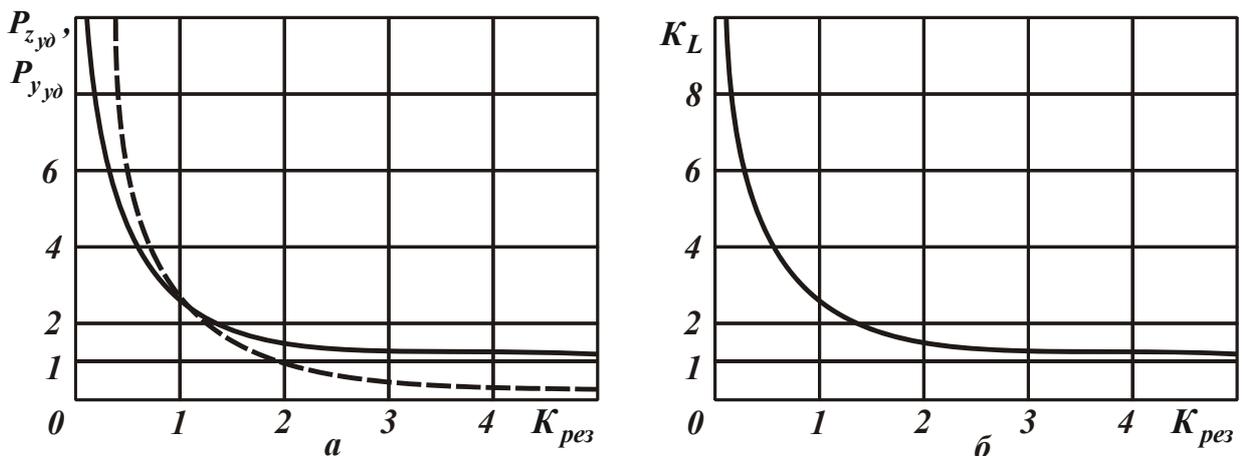


Рис. 1.8. Зависимости $P_{z_{y\delta}}$ (сплошная линия) и $P_{y_{y\delta}}$ (пунктирная линия) от $K_{рез}$ (а) и K_L от $K_{рез}$ (б).

Как известно, условие $K_{рез} < 1$ реализуется при абразивной обработке, а условие $K_{рез} > 1$ – при лезвийной обработке [102]. Следовательно, при абразивной обработке наибольшее влияние на технологические параметры процесса оказывает радиальная P_y составляющая силы резания, а при лезвийной обработке – тангенциальная P_z составляющая силы резания. При этом составляющие силы резания при лезвийной обработке ($K_{рез} > 1$) меньше, чем при абразивной обработке ($K_{рез} < 1$), что свидетельствует о возможностях повышения точности и качества обработки при резании лезвийными инструментами. Данная закономерность обусловлена меньшими значениями условного напряжения резания $\sigma = P_{z\gamma\delta}$, которое при условии $K_{рез} \rightarrow \infty$ стремится принять значения $\sigma_{сж}$. В этом случае условия стружкообразования соответствуют условиям разрушения прямолинейного образца при его сжатии.

С учетом известной формулы профессора Тиме А. Н.: $tg\beta = \frac{\cos\gamma}{K_L - \sin\gamma}$ зависимость (1.37) выразится:

$$\sigma = \sigma_{сж} \cdot \frac{(K_L - \sin\gamma)}{\cos\gamma}, \quad (1.40)$$

где K_L – коэффициент усадки стружки.

Поскольку $K_L \gg \sin\gamma$, а $\cos\gamma \approx 1$, то зависимость (1.40) в первом приближении может быть упрощена и представлена в виде:

$$\frac{\sigma}{\sigma_{сж}} = K_L. \quad (1.41)$$

Таким образом показано, что энергоемкость обработки σ определяет коэффициент усадки стружки K_L : чем больше σ , тем больше K_L .

Подставляя зависимость (1.37) в (1.41), имеем:

$$K_L = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right). \quad (1.42)$$

Зависимость (1.42) может быть разрешена относительно $K_{рез}$:

$$K_{рез} = \frac{2 \cdot K_L}{(K_L^2 - 1)}. \quad (1.43)$$

В табл. 1.3 и на рис. 1.8,б приведены рассчитанные по зависимости (1.42) значения K_L . Как видно, коэффициент усадки стружки K_L резко уменьшается в диапазоне $K_{рез} < 1$ и незначительно изменяется в диапазоне

$K_{рез} > 1$, неограниченно приближаясь к значению $K_L \rightarrow 1$. Следовательно, основные изменения K_L происходят в диапазоне $K_{рез} < 1$.

Таблица 1.3

Расчетные значения коэффициента усадки стружки K_L

$K_{рез}$	0	1	2	3	4	5	10
K_L	∞	2,41	1,62	1,38	1,28	1,22	1,1

Исходя из приведенной зависимости $K_{рез} = P_z / P_y = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$, уменьшение коэффициента резания $K_{рез}$ связано с уменьшением условного угла сдвига обрабатываемого материала β за счет увеличения разности углов $(\psi - \gamma)$, т.е. увеличения условного угла трения на передней поверхности инструмента ψ и уменьшения переднего угла инструмента γ . В особой мере это проявляется при шлифовании, когда угол γ становится отрицательным и зависимость для определения коэффициента резания принимает вид $K_{рез} = P_z / P_y = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$. В этом случае с увеличением угла $(\psi + \gamma)$ коэффициент резания $K_{рез} \rightarrow 0$. Этим объясняется более высокие значения составляющих силы резания P_z и P_y , энергоемкости обработки σ и соответственно коэффициента усадки стружки K_L , которые имеют место на практике при шлифовании. Исходя из сказанного, основными путями увеличения коэффициента резания $K_{рез}$ и соответственно уменьшения параметров силовой напряженности процесса резания P_z , P_y , σ и K_L являются уменьшение угла ψ и увеличение положительного угла γ (при лезвийной обработке) и уменьшение отрицательного угла γ (при абразивной обработке). При резании алмазным лезвийным инструментом, характеризующимся наименьшим коэффициентом трения на передней поверхности инструмента, разность углов $(\psi - \gamma)$ может быть существенно уменьшена, что приводит к увеличению коэффициента резания $K_{рез}$ и снижению параметров силовой напряженности процесса резания P_z , P_y , σ и K_L .

Заслуживает внимания факт, что значениям $K_L > 2$ соответствуют значения $K_{рез} < 1$. В этом случае $P_z < P_y$, что согласуется с результатами экспериментальных исследований при шлифовании. Однако при точении наблюдается противоположная закономерность: $P_z > P_y$ при $K_L > 2$ [6]. Данное несо-

ответствие теоретических и экспериментальных результатов связано с тем, что тангенциальная составляющая силы резания P_z , описываемая зависимостью (1.33), определяет лишь условие сдвига обрабатываемого материала в условной плоскости сдвига и не учитывает трение сходящей стружки с передней поверхностью инструмента, тогда как экспериментально установленная тангенциальная составляющая силы резания P_z является результирующей, учитывающей как условия сдвига обрабатываемого материала в условной плоскости сдвига, так и процесс трения на передней поверхности инструмента.

В отличие от тангенциальной составляющей силы резания P_z , радиальная составляющая силы резания P_y , описываемая зависимостью (1.36), приблизительно равна ее экспериментальному значению. Поэтому между составляющими силы резания P_z и P_y , описываемыми зависимостями (1.33) и (1.36), существует сложная связь $P_z / P_y = K_{рез}$, где коэффициент резания $K_{рез}$ может принимать значения $K_{рез} < 1$ и $K_{рез} > 1$. Экспериментально установлено, что $P_z / P_y = 1 / f$, где f – коэффициент трения сходящей стружки с передней поверхностью резца ($f < 1$). Следовательно, при точении $P_z > P_y$, что соответствует условию $K_{рез} > 1$. Этим показано, что процесс резания подчиняется более сложным закономерностям и не может быть однозначно представлен экспериментально установленными составляющими силы резания, которые учитывают процессы резания и трения при стружкообразовании.

На основе проведенного анализа можно заключить, что основным условием повышения коэффициента резания $K_{рез} > 1$ и в целом эффективности обработки является уменьшение радиальной составляющей силы резания P_y , которая обусловлена интенсивным трением сходящей стружки с передней поверхностью резца. Это может быть достигнуто различными способами дробления стружки в зоне резания, снижением коэффициента трения обрабатываемого и инструментального материалов, применением так называемого косоугольного резания, обеспечивающего изменение угла схода стружки и т.д. необходимо отметить, что в настоящее время на практике имеется большой арсенал технических решений по уменьшению радиальной составляющей силы резания P_y . Однако, все они основаны на эмпирическом представлении процесса резания, что не позволяет в полной мере раскрыть физические закономерности и технологические возможности процесса резания. По-

этому предложенная в работе математическая модель механики процесса резания позволит в определенной степени ликвидировать имеющийся место дисбаланс между теорией и практикой процесса резания и выявить новые технологические возможности повышения его эффективности.

1.3. Анализ энергоемкости процессов механической и физико-технической обработки

Энергоемкость или работа резания, затрачиваемая на сьем единицы объема обрабатываемого материала равна условному напряжению резания σ , определяемому зависимостью (1.26). Условное напряжение резания σ зависит от двух параметров: предела прочности обрабатываемого материала на сдвиг $\tau_{сдв}$ и коэффициента резания $K_{рез}$. Чем меньше $\tau_{сдв}$ и больше $K_{рез}$, тем меньше σ . Коэффициент резания $K_{рез}$, в свою очередь, зависит однозначно от угла $(\psi - \gamma)$ по зависимости (1.31). Поэтому добиться уменьшения σ можно уменьшением угла $(\psi - \gamma)$, т.е. уменьшением угла трения ψ и увеличением переднего угла γ .

При условии $\gamma=0$ зависимость для определения условного напряжения резания (1.26) с учетом $tg \psi = f$ примет вид:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot f \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{1}{f^2}}\right) = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (f + \sqrt{1 + f^2}). \quad (1.44)$$

Учитывая, что $f < 1$, зависимость (1.44) можно упростить:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (1 + f). \quad (1.45)$$

Условное напряжение резания σ тем больше, чем больше коэффициент трения f на передней поверхности инструмента. Однако, с учетом условия $f < 1$ влияние коэффициента трения f на условное напряжение резания σ не столь существенно.

При отрицательных значениях угла γ угол $(\psi - \gamma)$ больше, чем при положительных значениях γ , что приводит к уменьшению коэффициента резания $K_{рез}$ и увеличению σ . Следовательно, при шлифовании (при отрицательных значениях γ) условное напряжение резания σ больше, чем при лезвийной обработке.

В общем случае коэффициент резания $K_{рез}$ изменяется в пределах от 0

до ∞ . Тогда условное напряжение резания σ будет изменяться от ∞ до значения $2 \cdot \tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}$, где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м².

Что же с физической точки зрения означает условие $K_{рез} \rightarrow \infty$? Если обратиться к зависимости $K_{рез} = P_z / P_y$, то видно, что условие $K_{рез} \rightarrow \infty$ выполняется при $P_y \rightarrow 0$, т.е. при отсутствии радиальной составляющей силы резания P_y . Следовательно, наименьшие значения энергоемкости достигаются при условии $P_y \rightarrow 0$. Однако, реализовать данное условие на практике не представляется возможным, т.к. коэффициент резания $K_{рез}$ не превышает, как правило, значений 10 – 12.

Реализовать условие $P_y \rightarrow 0$ можно при обработке металлов методами пластического деформирования (т.е. обработке металлов давлением без образования стружки), например, при ковке, штамповке и т.д. Из этого вытекает, что процессы резания материалов более энергоемкие по сравнению с процессами, основанными на пластическом деформировании металлов, для которых возможно выполнение условия $\sigma \leq \sigma_{сж}$. Данная закономерность хорошо согласуется с результатами экспериментальных исследований (рис. 1.9).

Для сравнения следует произвести оценку энергоемкости тепловых методов, используемых при обработке металлов.

Количество тепла, необходимое для расплавления или испарения металла объемом V с поверхности детали, равно:

$$Q_0 = c \cdot \rho \cdot V \cdot T, \quad (1.46)$$

где c – удельная теплоемкость обрабатываемого металла, Дж/кг·К;

ρ – плотность обрабатываемого металла, кг/м³;

T – температура плавления металла, К.

Энергоемкость обработки \mathcal{E} определяется:

$$\mathcal{E} = \frac{Q_0}{V} = c \cdot \rho \cdot T. \quad (1.47)$$

Расчеты по зависимостям (1.26) и (1.47) показывают, что для механической обработки параметр $\mathcal{E} = \sigma$ меньше (за исключением методов абразивной обработки, характеризующихся небольшими значениями a / ρ). Это связано с тем, что при механической обработке разрушение снимаемого припуска происходит отдельными частями (элементами стружки), тогда как при использовании тепловых методов обработки происходит перевод всего объема

снимаемого металла из твердого в жидкое состояние. Естественно, это требует больших затрат энергии. Поскольку параметр $\Xi = \sigma$ для механических методов меньше, то и температура обработки T , согласно зависимости (1.43), тоже меньше.

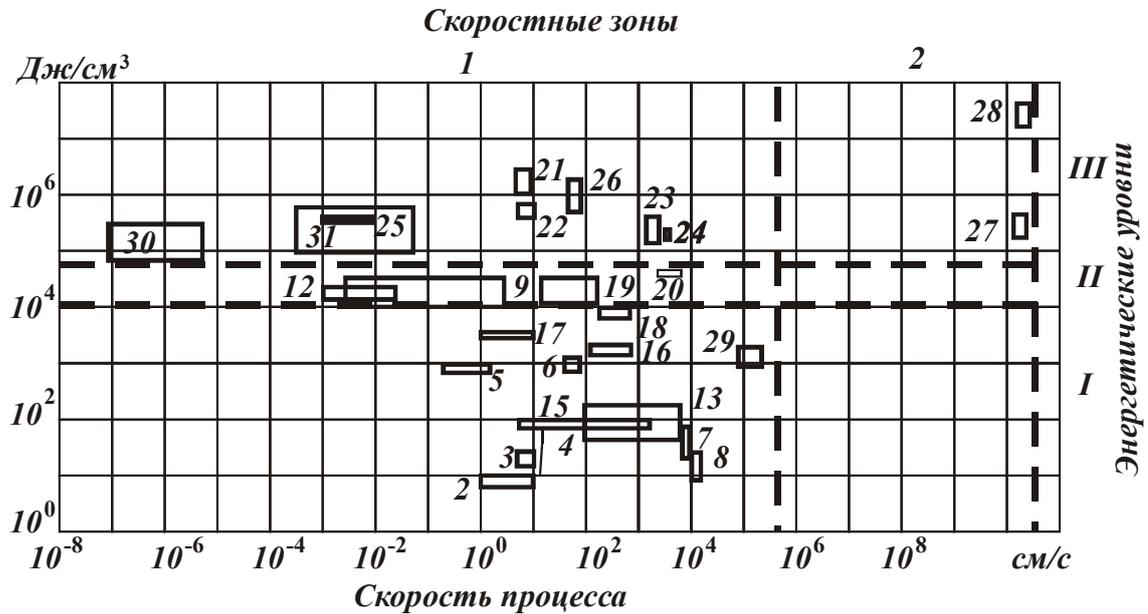


Рис. 1.9. Диаграмма распределения технологических процессов обработки по энергетическим уровням и скоростным зонам [115]:

Операции обработки давлением: 1 – разрезание листов; 2 – гибка листов; 3 – гибка профилей; 4 – штамповка на гидропрессах; 5 – выдавливание; 6 – высадка; 7 – штамповка взрывом; 8 – горячая штамповка; 9 – нагрев; 10 – деформирование.

Операции механической обработки: 15 – разрезание на ножницах; 16 – точение; 17 – протягивание; 18 – фрезерование; 19 – развертывание; 20 – шлифование; 29 – сверхскоростное резание.

Электрические методы обработки: 21 – электроискровые; 22 – электроимпульсные; 23 – анодно-механические; 24 – электроконтактные; 25 – электрохимические.

Энергоемкость обработки Ξ , равная отношению энергии (работы) $A = N \cdot \tau$ к объему снимаемого материала $\mathcal{V} = Q \cdot \tau$ (где N – мощность обработки, Вт; τ – время, с; Q – производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$), может быть выражена зависимостью $\Xi = N/Q$, откуда определяется производительность обработки

$$Q = \frac{N}{\Xi}. \quad (1.48)$$

При тепловом разрушении металлов за счет, например, фрикционного воздействия вращающегося инструмента на обрабатываемую деталь (фрик-

ционной резке) мощность N равна $N = P_z \cdot V_{инст}$ (где P_z – сила трения, Н; $V_{инст}$ – скорость вращения инструмента, м/с). Тогда при обработке по жесткой схеме $Q = P_z \cdot V_{инст} / \mathcal{E}$, а по упругой схеме – $Q = P_y \cdot f \cdot V_{инст} / \mathcal{E}$, где f – коэффициент трения.

Добиться увеличения производительности обработки Q можно увеличением параметров $P_z, P_y, V_{инст}$. Учитывая, что параметр \mathcal{E} при тепловом разрушении металлов больше, чем при механическом, производительность обработки Q при тепловом разрушении меньше. Однако, в данном случае могут быть существенно увеличены параметры $P_z, P_y, V_{инст}$ по сравнению с процессами резания металлов, где указанные параметры ограничены прочностью и стойкостью инструмента.

Это подтверждается данными Подураева В. Н. [85], согласно которым мощность теплового источника при термической разрезке металлов значительно выше, чем при механической обработке. Так, при лезвийной обработке плотность энергии равна $0,3 - 12$ мВт/м², при абразивной обработке – $11 - 10^2$ мВт/м², при трении металлическим диском (например, фрикционной резке) – $2 \cdot 10^2 - 3 \cdot 10^2$ мВт/м², при обработке электронным лучом $10^5 - 10^6$ мВт/м², при обработке световым лучом $10^4 - 10^7$ мВт/м².

Следовательно, за счет роста мощности N в (1.48) производительность тепловых методов, используемых для обработки металлов, выше, чем механических методов.

Термическое разрушение металлов положено в основу газопламенной или кислородно-ацетиленовой обработки, плазменно-лучевой обработки и т.д. При плазменно-механической обработке с использованием плазменной дуги осуществляется предварительный локальный нагрев металла и его последующее механическое удаление режущим инструментом. Это обеспечивает значительное уменьшение прочности и твердости удаляемого слоя металла с детали и, в соответствии с зависимостью (1.26), уменьшение условного напряжения резания σ (энергоемкости обработки \mathcal{E}). Данный метод эффективен для обработки высокопрочных и твердых металлов.

При нагревании металла за счет электрического тока (при электроконтактной обработке) мощность N равна $N = I \cdot U$, где I – сила тока, А; U – напряжение, В. Согласно закона Ома

$$I = \frac{U}{R} = \frac{U}{\rho_{ом}} \cdot \frac{S_{кон}}{l_{кон}}, \quad (1.49)$$

производительность обработки Q выразится:

$$Q = \frac{U \cdot S_{\text{кон}}}{\mathcal{E} \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot l_{\text{кон}}}, \quad (1.50)$$

где R – электрическое сопротивление в зоне контакта, Ом;

$\rho_{\text{ом}}$ – удельное сопротивление, Ом·мм²/м;

$S_{\text{кон}}$ – площадь контакта электрода (инструмента) с обрабатываемым металлом (по контактными переключкам), м²;

$l_{\text{кон}}$ – толщина контактных переключек, м.

Производительность обработки тем больше, чем больше напряжение U , площадь контакта электрода (инструмента) с обрабатываемым металлом $S_{\text{кон}}$ и меньше толщина контактных переключек $l_{\text{кон}}$.

Необходимо отметить, что с увеличением U увеличивается объем расплавленного металла и его температура – до уровня температуры испарения. В результате часть металла в расплавленном виде уносится из зоны обработки за счет воздушного потока, создаваемого электродом-инструментом, а часть – испаряется. Это ведет к увеличению энергоемкости обработки \mathcal{E} в соответствии с зависимостью (1.47) в связи с увеличением T до температуры испарения металла. Следовательно, напряжение U эффективно увеличивать до определенного значения, соответствующего переводу металла из твердого в жидкое состояние. Дальнейшее увеличение напряжения U связано в основном не с увеличением объема расплавленного металла, а с увеличением его температуры, что упрощает условия выброса металла из зоны обработки, но не создает ощутимого увеличения производительности обработки.

В ряде случаев (например, при невращающемся электроде-инструменте) сложно обеспечить выброс расплавленного металла из зоны обработки. Тогда эффективно увеличить напряжение U с целью увеличения температуры до уровня, обеспечивающего частичное испарение металла. Для этого используется импульсный ток. Производительность электроэрозионной обработки Q зависит от мощности электрических импульсов N согласно зависимости (1.48). Чем больше импульс по величине и длительности действия, тем больше производительности обработки Q .

Производительность электрохимической обработки, основанной на интенсивности растворения металла, согласно закона Фарадея, равна

$$Q = K \cdot I, \quad (1.51)$$

где K – объемный электрохимический эквивалент металла, м³/(А·с).

Удельный расход энергии \mathcal{E} , в соответствии с зависимостью:

$$\mathcal{E} = \frac{N}{Q}, \quad (1.52)$$

определится с учетом $N = I \cdot U$:

$$\mathcal{E} = \frac{U}{K}. \quad (1.53)$$

Согласно закону Ома, между силой тока I и напряжением U существует связь в виде зависимости (1.49).

Исходя из зависимости (1.53), удельный расход энергии \mathcal{E} изменяется пропорционально напряжению U . Следовательно, при электрохимической обработке следует использовать низкое напряжение. Однако это ведет к понижению силы тока I , в соответствии с зависимостью (1.49), и, как следствие, к уменьшению производительности обработки Q (1.50). Для увеличения производительности электрохимической обработки при низких значениях напряжения следует увеличить площадь контакта $S_{кон}$ и уменьшить межэлектродный зазор $l_{кон}$.

Таким образом, в отличие от электроэрозионной обработки, где с целью увеличения производительности следует увеличивать напряжение U и уменьшать силу тока I , при электрохимической обработке, наоборот, выгодно осуществлять процесс при низком напряжении и большой силе тока.

При электрохимической обработке с повышением напряжения до предельного значения возникают электрические разряды, разрушающие металл. Поэтому максимально возможное напряжение не должно превышать напряжение, граничащее с напряжением, достаточным для возбуждения электрических разрядов.

Скорость линейного съема металла при электрохимической обработке $V_{лин} = Q / S_{кон}$ пропорциональна плотности тока i (A/m^2):

$$V_{лин} = K \cdot i, \quad (1.54)$$

или с учетом зависимости (1.49):

$$V_{лин} = \frac{K \cdot U}{\rho_{ом} \cdot l_{кон}}. \quad (1.55)$$

Как видно, скорость линейного съема металла зависит от соотношения $U / l_{кон}$. Следовательно, для увеличения производительности процесса необходимо увеличивать напряжение U до предельно допустимого значения.

1.4. Анализ пределов и характера изменения отношения тангенциальной и радиальной составляющих силы резания

Учитывая определяющее значение коэффициента резания $K_{рез}$, равного отношению тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания, в формировании силовой напряженности процесса резания, важно произвести его количественную оценку. На рис. 1.10 графически показан характер изменения коэффициента резания $K_{рез}$ в зависимости от угла $(\psi - \gamma)$. Графики построены на основе расчетной зависимости (1.31). По физической сути коэффициент резания $K_{рез}$ – положительная величина, поэтому изменение угла $(\psi - \gamma)$ должно ограничиваться пределами $0 \dots 90^\circ$. При значении угла $(\psi - \gamma) = 0$ коэффициент резания $K_{рез} \rightarrow \infty$, а при значении угла $(\psi - \gamma) = 90^\circ$ – коэффициент резания $K_{рез} = 0$.

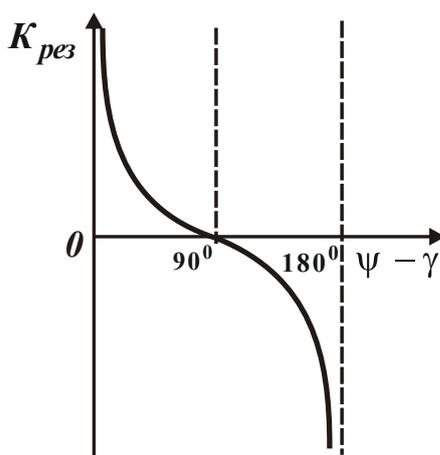


Рис. 1.10. Зависимость коэффициента резания $K_{рез}$ от угла $(\psi - \gamma)$

Представляя зависимость (1.31) в виде:

$$\psi - \gamma = \text{arcctg} K_{рез} = \text{Arc}, \quad (1.56)$$

получено

$$\psi = \text{Arc} + \gamma. \quad (1.57)$$

Как видно, угол Arc может изменяться в пределах от 0 до 90° . На рис. 1.11 графически показана связь углов ψ и γ для различных значений угла Arc , который изменяется в пределах $0 \dots 90^\circ$. При изменении угла трения ψ в пределах $0 \dots 90^\circ$ передний угол инструмента γ может изменяться в пре-

делах от -90° до $+90^\circ$. При условии $\psi = 0$ передний угол инструмента γ принимает лишь отрицательные значения. Это свидетельствует о том, что при работе инструментом с отрицательным передним углом γ необходимо существенно уменьшить угол трения ψ (коэффициент трения) на передней поверхности инструмента.

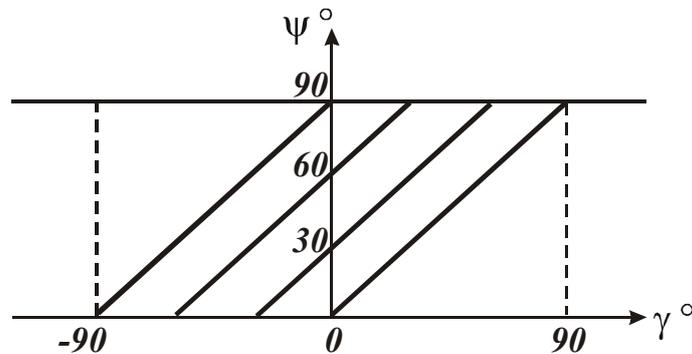


Рис. 1.11. Зависимость угла трения ψ от переднего угла инструмента γ

С увеличением угла трения $\psi \rightarrow 90^\circ$ необходимо применять инструменты исключительно с положительным передним углом γ . При невыполнении этого условия процесс резания неосуществим, так как, исходя из рис. 1.10, коэффициент резания $K_{рез}$ будет принимать отрицательные значения, что физически неосуществимо.

Приведенные теоретические результаты согласуются с экспериментальными данными и практикой резания. Так, инструменты с отрицательным передним углом γ (а это все абразивные инструменты) изготавливаются из абразивных материалов, характеризующихся весьма небольшими коэффициентами трения (на уровне 0,1, что соответствует углу $\psi < 30^\circ$). Это позволяет реализовать процесс резания при больших отрицательных передних углах режущих зерен: $-90^\circ < \gamma < -45^\circ$. Очевидно, при угле $\gamma = -90^\circ$ процесс резания неосуществим, поскольку угол трения ψ не может быть равен нулю.

Наименьшим коэффициентом трения обладает алмаз. Поэтому алмазно-абразивные инструменты обеспечивают наименьшую силовую и тепловую напряженность процесса резания, допускают работу с большим затуплением режущих зерен (с большими отрицательными передними углами зерен).

Лезвийные инструменты изготавливают с положительным передним углом или небольшим отрицательным углом γ . Это связано с более высокими значениями коэффициента трения инструментальных материалов (ин-

струментальных сталей, твердых сплавов, минералокерамики и т.д.), используемых при изготовлении лезвийных инструментов.

При использовании в лезвийных инструментах в качестве инструментальных материалов синтетических сверхтвердых материалов (синтетических алмазов, кубического нитрида бора и т.д.), характеризующихся низкими значениями коэффициента трения, передний угол инструмента γ может принимать нулевое или отрицательные значения. Это позволяет повысить прочность режущей части инструмента (а, следовательно, его износостойкость) без снижения режущей способности инструмента.

Из рис. 1.11 следует, что переход в область отрицательных значений угла γ возможен при увеличенных значениях угла $Arc \rightarrow 90^\circ$ или небольших значениях коэффициента резания $K_{рез} \rightarrow 0$ ($K_{рез} < 1$). Реализация положительных значений угла γ , наоборот, возможна при небольших значениях угла $Arc < 45^\circ$ и больших значениях коэффициента резания $K_{рез} \rightarrow \infty$ ($K_{рез} > 1$). Следовательно, условие $K_{рез} < 1$ выполняется при абразивной обработке, а условие $K_{рез} > 1$ – при лезвийной обработке. Реализовать условие $K_{рез} = 0$ невозможно, т.к. это требует, что бы угол трения ψ (коэффициент трения) был равен нулю.

В табл. 1.5 приведены значения угла трения ψ , рассчитанные в соответствии с зависимостью $tg \psi = f$, где f – коэффициент трения.

Таблица 1.5

Значения угла трения ψ

f	0	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
ψ , град	0	6	12	17	27	45

Как известно, коэффициент трения f может изменяться в пределах $0 \dots 1$. Следовательно, угол трения ψ может изменяться в пределах $0 \dots 45^\circ$.

Важно произвести количественную оценку коэффициента резания $K_{рез}$ и угла трения ψ , определяемого зависимостью (1.57), на основе экспериментальных данных, приведенных на рис. 1.12 [6].

Учитывая, что сила резания может быть разложена на три составляющие: P_z , P_y , P_x , коэффициент резания $K_{рез}$ можно рассчитать по зависимости

$$K_{рез} = P_z / P_{y_1}, \text{ где } P_{y_1} = P_{y_0} \cdot \cos \varphi'_0; P_{y_0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}; \varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^\circ;$$

$\operatorname{tg} \varphi_0 = P_y / P_x$ (рис. 1.13); P_{y_0} – равнодействующая двух сил P_y , P_x ; P_{y_1} – проекция равнодействующей силы P_{y_0} на нормаль к главному лезвию резца; φ – главный угол в плане; φ_0 – угол между силами P_x и P_{y_0} ; φ'_0 – угол между силой P_{y_0} и ее проекцией P_{y_1} .

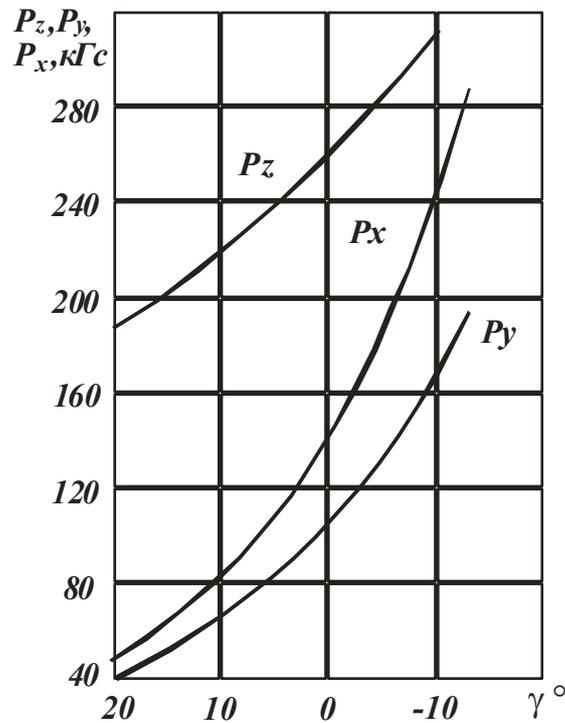


Рис. 1.12. Влияние переднего угла на силы P_z , P_y , P_x при точении:
 обрабатываемый материал – сталь 40; $\varphi=60^\circ$; $t=4$ мм;
 $S=0,285$ мм/об.; $V=40$ м/мин [6]

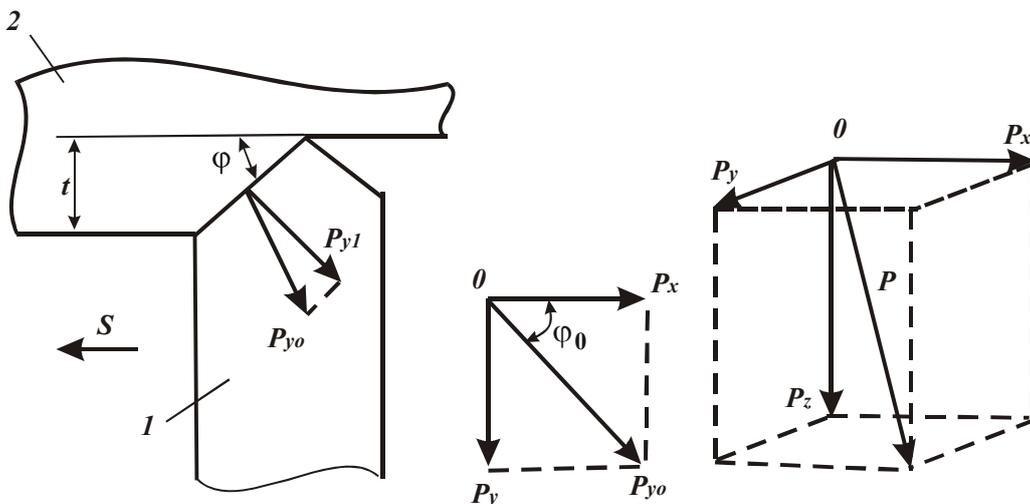


Рис. 1.13. Положение составляющих силы резания при точении:
 1 – резец; 2 – заготовка

В табл. 1.6 приведены расчетные значения углов φ_0 и φ'_0 , коэффициента резания $K_{рез} = P_z / P_{y1}$, угла трения ψ и коэффициента трения f в зависимости от переднего угла инструмента γ .

Таблица 1.6

Расчетные значения углов φ_0 и φ'_0 , коэффициента резания $K_{рез} = P_z / P_{y1}$, угла трения ψ и коэффициента трения f

γ , град	20	10	0	-10
φ_0 , град	39	39	40	35
φ'_0 , град	9	9	10	5
$K_{рез}$	2,9	2,23	1,5	1,08
ψ , град	39	34	34	35
f	0,8	0,67	0,67	0,7

Как видно, с уменьшением переднего угла инструмента γ коэффициент резания $K_{рез}$ уменьшается, принимая значения $K_{рез} > 1$, что согласуется с вышеприведенными теоретическими результатами.

Коэффициент трения f также уменьшается с уменьшением переднего угла инструмента γ , что связано с повышением температуры резания вследствие интенсивного роста составляющих силы резания P_z и P_y (рис. 1.12).

При шлифовании коэффициент резания $K_{рез}$ (коэффициент шлифования $K_{ш}$) принимает значительно меньшие значения – $K_{ш} < 1$ (рис. 1.14). Так, при шлифовании алмазным кругом на металлической связке с введением в зону резания дополнительной электрической энергии в форме электрических разрядов (АЭШ) коэффициент шлифования $K_{ш}$ увеличивается с увеличением нормального давления P_n . При обычном алмазном шлифовании (АШ без тока), наоборот, коэффициент шлифования $K_{ш}$ уменьшается с увеличением нормального давления P_n .

Если рассматривать режущее зерно в форме шара (рис. 1.15), то с увеличением P_n увеличивается толщина среза и уменьшается отрицательный передний угол γ , что согласно (1.31) ведет к увеличению коэффициента шлифования $K_{ш}$ ($K_{рез}$). Уменьшение $K_{ш}$ с увеличением P_n может быть связано с увеличением радиуса режущей части зерна вследствие его затупления.

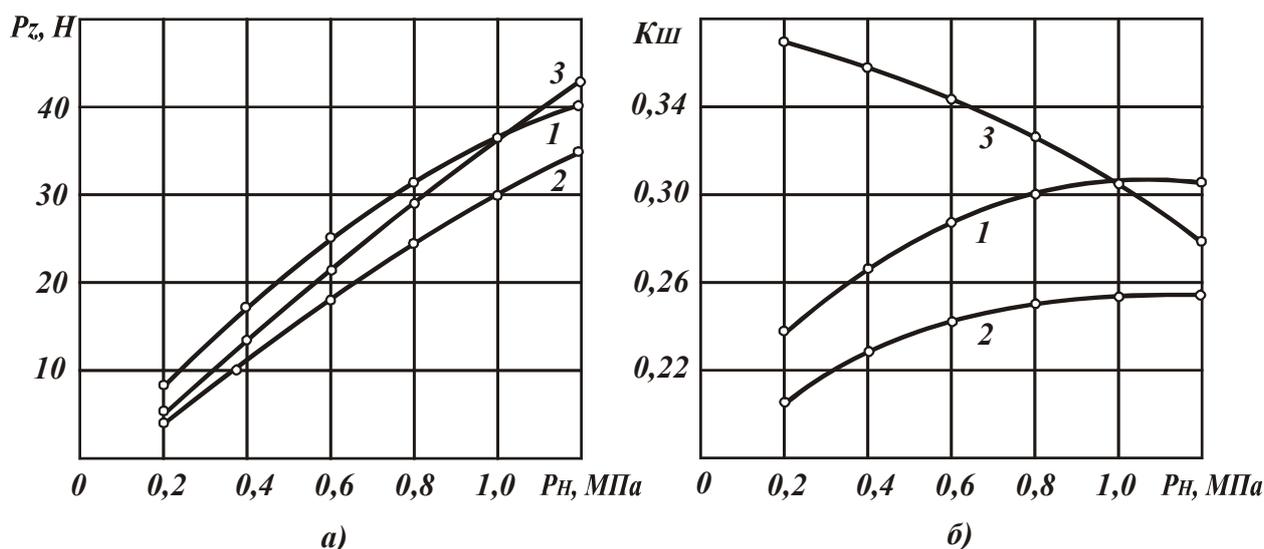


Рис. 1.14. Влияние нормального давления на тангенциальную составляющую силы резания и коэффициент шлифования: круг 12A2-45⁰ АС6 100/80 М1-01 4, $V = 20$ м/с, обрабатываемый материал: 1 – Т15К6 – сталь 45-АЭШ, 2 – ТН-20 – сталь 45 – АЭШ, 3 – ТН-20-сталь 45 – АШ (по данным Малыхина В. В. [48])

Необходимо отметить, что при введении в зону резания дополнительной электрической энергии на рабочей поверхности алмазного круга на металлической связке поддерживается развитый режущий рельеф, своевременно удаляются затупившиеся зерна и круг обладает высокой режущей способностью. При обычном шлифовании алмазный круг на металлической связке работает в режиме затупления, что ведет к увеличению радиуса рабочей части режущего зерна. Кроме того, при этом происходит интенсивный контакт обрабатываемого материала с металлической связкой круга и продуктами обработки, удерживаемыми на рабочей поверхности круга, что дополнительно приводит к снижению коэффициента шлифования.

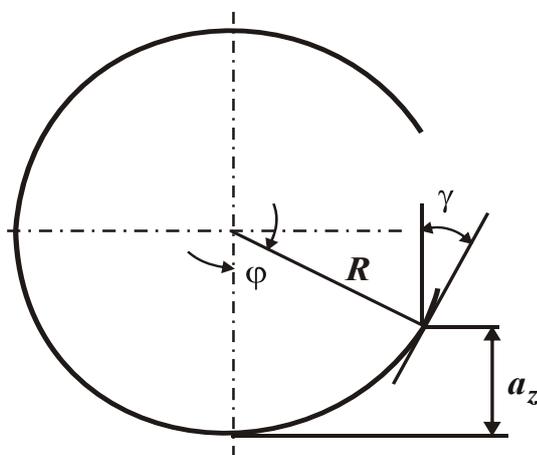


Рис. 1.15. Расчетная схема параметров стружкообразования при микрорезании

В п. 1.1 приведена аналитическая зависимость (1.11) для определения коэффициента резания $K_{рез} = K_{ш}$.

Из зависимости (1.11) следует, что с увеличением толщины среза a и уменьшением радиуса округления режущей части зерна R коэффициент шлифования $K_{ш}$ увеличивается. Следовательно, увеличение значений $K_{ш}$, как показано на рис. 1.14, связано с увеличением толщины среза a , а уменьшение значений $K_{ш}$ связано с уменьшением радиуса R .

На основе полученных решений можно определить предельные значения известного в теории шлифования отношения a/R (при микрорезании единственным зерном), при котором происходит процесс стружкообразования.

Из рис. 1.15 можно получить аналитическую зависимость, увязывающую между собой отношение a/R и условный отрицательный передний угол режущего зерна γ :

$$\frac{a}{R} = 1 - \sin \gamma. \quad (1.58)$$

Как показано выше, угол γ может изменяться в пределах $-90^\circ \dots +90^\circ$. В зависимости (1.584) учтен знак "минус" при угле γ . Следовательно, соотношение a/R может изменяться в пределах $0 \dots 1$.

Для более точного расчета соотношения a/R , следует подставить в (1.58) зависимость (1.57):

$$\frac{a}{R} = 1 - \sin(\text{Arc} - \psi). \quad (1.59)$$

Наименьшее значение a/R имеет место при максимальном значении угла $\text{Arc} = 90^\circ$. В табл. 1.7 приведены расчетные значения a/R в зависимости от угла трения ψ для угла $\text{Arc} = 90^\circ$.

Таблица 1.7

Расчетные значения f , a/R

ψ , град	0	10	20	30	45
f	0	0,17	0,36	0,58	1,0
a/R	0	0,0152	0,06	0,134	0,293

Как видно, для реального диапазона изменения угла трения ψ соотношение a/R изменяется в пределах $0 \dots 0,293$. Согласно известным экспериментальным данным, процесс стружкообразования при микрорезании единственным зерном начинается при $a/R > 0,04$. Исходя из табл. 1.7, значение

$a/R = 0,04$ достигается при значении коэффициента трения $f \approx 0,3$, которое можно практически осуществить. Следовательно, полученное теоретическое решение может быть использовано при анализе процесса стружкообразования при микрорезании единичным зерном.

1.5. Энергетический баланс работ при прерывистом шлифовании

Прерывистое шлифование широко применяется в машиностроении [118]. В многочисленных работах [118; 120; 121] раскрыта его физическая сущность и определена эффективность применения. В связи с этим важно провести его анализ с учетом соотношения работ, которые затрачиваются на резание и трение в общем энергетическом балансе процесса шлифования. Для решения данной задачи необходимо знать коэффициент "чистого резания" $K_{ш.рез}$ (аналогичный коэффициенту шлифования) $K_{ш}$, коэффициент трения f круга с обрабатываемым материалом, тангенциальную составляющую силы резания $P_{z.рез}$, которые определяются зависимостями [8]:

$$K_{ш.рез} = \sqrt{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}}; \quad (1.60)$$

$$f = K_{ш} - K_{ш.рез}; \quad (1.61)$$

$$P_{z.рез} = K_{ш.рез} \cdot P_y; \quad (1.62)$$

$$P_{z.тр} = P_z - P_{z.рез}, \quad (1.63)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²;

σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²;

P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

$P_{z.рез}, P_{z.тр}$ – составляющие силы P_z , обусловленные процессами резания и трения при шлифовании, Н.

Доля трения в общем энергетическом балансе процесса шлифования равна отношению $f/K_{ш}$. Зная параметр $K_{ш.рез}$, можно определить безразмерный коэффициент η , учитывающий степень затупления зерен круга и изменяющийся в пределах $0 \dots 1$ ($\eta \rightarrow 0$ – для острых зерен, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленных зерен):

$$\eta = 1 - \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \lambda}{2 \cdot V_{кр}}, \quad (1.64)$$

где HV – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м^2 ;

2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна;

λ – удельная интенсивность шлифования, $\text{м}^3/(\text{с}\cdot\text{Н})$.

Режущая способность обычных и прерывистых шлифовальных кругов оценивалась удельной интенсивностью шлифования λ [$\text{мм}^3/(\text{с}\cdot\text{Н})$], массой снятого материала единицей площади рабочей поверхности шлифовального круга в единицу времени K_p [$\text{г}/(\text{с}\cdot\text{см}^2)$] и отношением тангенциальной составляющей силы резания P_z к радиальной составляющей силы резания P_y , т.е. P_z/P_y . Зависимости параметров, которые характеризуют режущую способность обычных и прерывистых кругов ($l_1 = 36$ мм, $l_2 = 24$ мм) от времени шлифования стали 18ХНВА на режиме: $V_{кр} = 34,5$ м/с; $V_{дет} = 0,1$ м/с; $P_y = 12$ Н/мм, показаны на рис. 1.16.

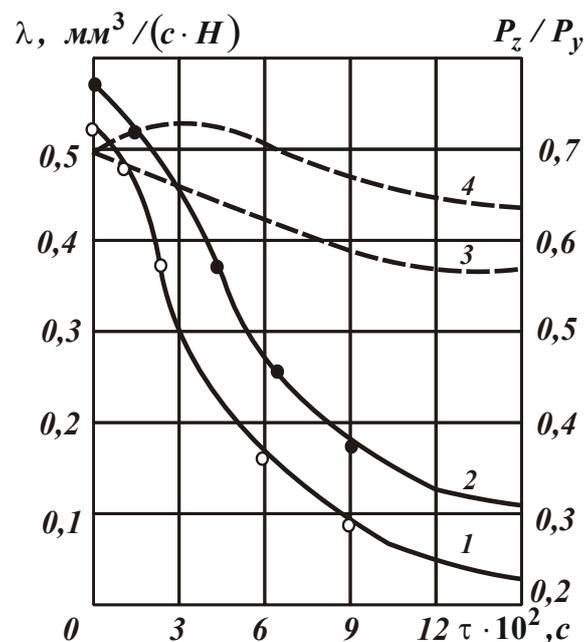


Рис. 1.16. Зависимости параметров λ и P_z/P_y от времени шлифования τ

сплошным и прерывистым кругами 24А 25 НСМ26К5:

1; 3 – изменение коэффициента λ ; 2; 4 – изменение отношения P_z/P_y (контурные линии – сплошной круг, пунктирные линии – прерывистый круг).

По мере затупления режущих зерен на рабочей поверхности сплошного круга коэффициент λ и отношение составляющих силы резания P_z/P_y уменьшаются. Например, при шлифовании сплошным кругом после его правки отношение $P_z/P_y = 0,78$, а при шлифовании прерывистым кругом

$P_z/P_y=0,7$. После 25 минут работы обычного сплошного круга отношение P_z/P_y уменьшилось до 0,3, а прерывистого круга – до 0,64. Удельная интенсивность шлифования λ прерывистым кругом уменьшилась от 0,5 до 0,35 мм³/(с·Н), а сплошным кругом – от 0,55 до 0,05 мм³/(с·Н). Приведенные экспериментальные данные показывают, что обычные круги в связи с затуплением зерен и заполнением пор продуктами обработки за 25 минут работы теряют свою режущую способность. Так, коэффициент λ при шлифовании сплошным кругом уменьшился в 11 раз, а отношение P_z/P_y – в 2,6 раза.

Сохранение высокой режущей способности прерывистого круга на протяжении длительного периода времени связано с возникновением в упругой системе шпиндельного узла станка вынужденных высокочастотных колебаний с частотой приблизительно равной 300 ... 1000 Гц, которые существенно изменяют условия трения и износа зерен, снижают сопротивление схода стружки, облегчают процесс ее образования и исключают налипание материала на режущие зерна (рис. 1.17 [121]).

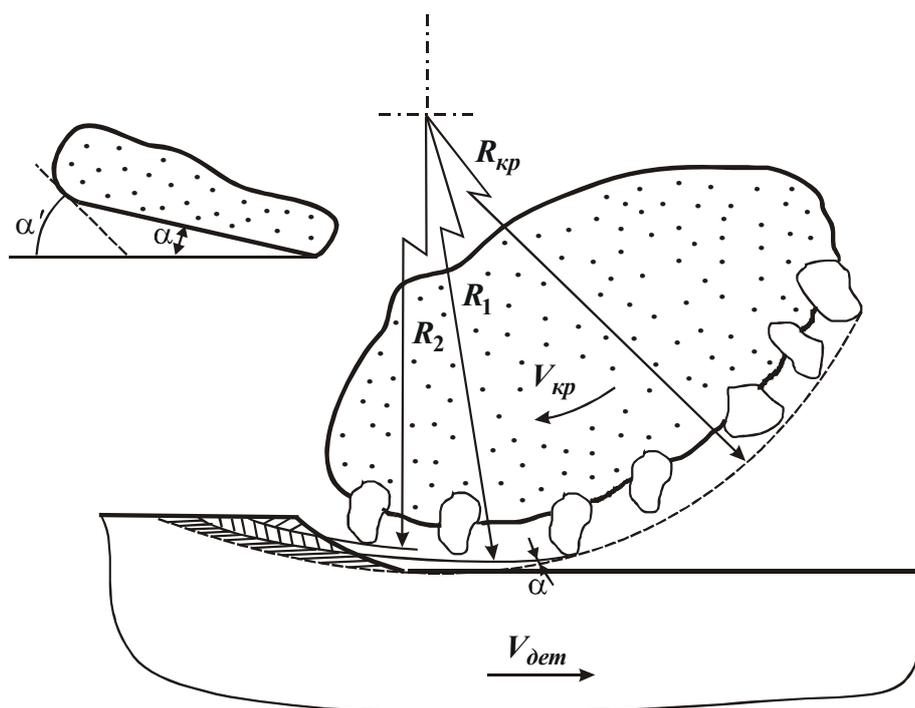


Рис. 1.17. Схема работы абразивных зерен при прерывистом шлифовании

Кроме того, наличие вырезов на шлифовальном круге, наклоненных к оси вращения или радиальных пазов на торце, способствует подаче в зону резания воздушного потока с повышенным давлением. Мощный поток воздуха выдувает образующуюся стружку из зоны резания, интенсифицирует процесс

ее окисления и сгорания. Окисленная стружка становится более хрупкой, ша- рообразной, не налипает на поверхность режущих зерен и не проникает в по- ры круга. Наличие вырезов на круге с прерывистой рабочей поверхностью увеличивает расстояние между режущими зернами и глубину их проникнове- ния в обрабатываемый материал.

Известно, что при небольших глубинах микрорезания увеличивается часть энергии, которая затрачивается на трение, и уменьшается работа, затра- чиваемая на разрушение обрабатываемого материала. Процесс деформации и разрушения материала при разрушении зависит от радиуса округления режу- щих кромок зерен, угла при вершине и физических свойств обрабатываемого материала. Увеличение радиусов округления зерен по мере их износа смещает точку начала стружкообразования в область больших глубин микрорезания.

При шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью нагрузки, действующие на режущие зерна, распределяются равномерно. Дли- тельное время сохраняется высокая режущая способность, в то время как обычные сплошные круги теряют свою режущую способность и требуют правки. При прерывистом шлифовании вследствие динамических ударов происходит хрупкое разрушение затупленных зерен с образованием новых режущих кромок. На основе экспериментальных данных (рис. 1.16) расчи- таны параметры $K_{ш.рез}$, f , $f / K_{ш}$ и η при $\sigma_{сж} = 1000 \text{ Н/мм}^2$; $HV = 5120 \text{ Н/мм}^2$, $2\gamma = 120^\circ$ (табл. 1.8).

Таблица 1.8

Расчетные значения параметров $K_{ш.рез}$, f , $f / K_{ш}$ и η

Время шлифо- вания τ , мин	$K_{ш.рез}$		f		$f / K_{ш}, \%$		η	
	Круг спло- шной	Круг пре- рывистый	Круг спло- шной	Круг пре- рывистый	Круг спло- шной	Круг преры- вистый	Круг спло- шной	Круг преры- вистый
0	0,177	0,169	0,400	0,331	69,0	66,2	0,783	0,800
3	0,126	0,164	0,354	0,356	73,7	68,4	0,888	0,812
6	0,100	0,157	0,170	0,343	65,4	68,6	0,931	0,828
9	0,075	0,150	0,100	0,320	55,5	66,6	0,956	0,845
12	0,058	0,147	0,055	0,300	42,3	66,6	0,975	0,851
15	0,048	0,141	0,052	0,290	17,3	66,0	0,982	0,861

Из приведенных в табл. 1.8 расчетных данных вытекает, что с течением времени шлифования параметр $K_{ш.рез}$ уменьшается как для сплошного, так и

прерывистого кругов. Однако интенсивность уменьшения параметра $K_{ш.рез}$ различна. Для сплошного круга параметр $K_{ш.рез}$ уменьшается более чем в 3 раза по сравнению с прерывистым кругом. Эти данные свидетельствуют о высокой режущей способности прерывистого круга, которые он сохраняет в течение длительного периода времени обработки.

При прерывистом шлифовании доля энергии, которая затрачивается на трение $f / K_{ш}$, стабильна во времени и равна приблизительно 66 %. При шлифовании сплошным кругом доля энергии, затрачиваемая на трение, уменьшается до 17 %. Однако, из этого не вытекает, что увеличивается доля энергии, которая затрачивается на резание и соответственно съём материала. В этом случае происходит перераспределение энергии резания и трения в условиях резкого снижения производительности обработки и перехода от трения обрабатываемого материала преимущественно со связкой круга до трения обрабатываемого материала с режущими зёрнами.

Представляет интерес анализ закономерностей изменения безразмерного коэффициента η . При прерывистом шлифовании безразмерный коэффициент η увеличивается от 0,8 до 0,861, а при шлифовании сплошным кругом – увеличивается от 0,783 до 0,982. Значительное затупление зёрен при шлифовании сплошным кругом приводит к уменьшению производительности обработки в 10 раз. Как следует из рис. 1, после правки круга $\lambda = 0,55 \text{ мм}^3/(\text{с} \cdot \text{Н})$, а после 25 мин шлифования $\lambda = 0,05 \text{ мм}^3/(\text{с} \cdot \text{Н})$.

В табл. 1.9 приведены расчетные значения параметров $K_{ш.рез}$, f и $f / K_{ш}$ при шлифовании стали 12Х2Н4А сплошным и прерывистым кругами после правки ($\tau = 0$) и после 10 мин работы ($\tau = 6 \cdot 10^2 \text{ с}$).

Коэффициент шлифования $K_{ш} = P_z / P_y$ для прерывистого круга меньше, чем для сплошного круга, однако параметр $K_{ш.рез}$, который характеризует производительность обработки, наоборот, значительно больше, чем для сплошного круга. Коэффициент трения f для прерывистого круга в течение 10 мин шлифования практически не изменяется, а для сплошного – уменьшается почти в 2 раза. Доля энергии $f / K_{ш}$, затрачиваемая на трение, при шлифовании прерывистым кругом постоянна. После пропитки круга серой уменьшаются энергетические затраты на трение и увеличивается $K_{ш.рез}$. Безразмерный коэффициент η при шлифовании прерывистым кругом меньше, чем при шлифовании сплошным кругом, и остается неизменным во времени.

Таблица 1.9

Значения параметров σ , $K_{ш}$, $K_{ш,рез}$, f и $f/K_{ш}$

Вид шлифования	$\sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²		$K_{ш}$		$K_{ш,рез}$		f		$f/K_{ш}, \%$	
	0	$6 \cdot 10^2$, с	0	$6 \cdot 10^2$, с	0	$6 \cdot 10^2$, с	0	$6 \cdot 10^2$, с	0	$6 \cdot 10^2$, с
Сплошным кругом без СОЖ	12,5	22,2	0,85	0,55	0,217	0,131	0,633	0,419	74,4	76,1
Прерывистым кругом без СОЖ	9,5	10,2	0,7	0,65	0,227	0,211	0,473	0,439	67,5	67,5
Сплошным кругом, пропитанным серой	10,8	14,0	0,85	0,55	0,234	0,165	0,616	0,385	72,4	70,0
Прерывистым кругом, пропитанным серой	7,0	8,0	0,7	0,65	0,265	0,238	0,435	0,412	62,1	63,3

При шлифовании сплошным кругом 24А 25 НСМ26К5 стали Х12М на режиме: $V_{кр} = 25$ м/с; $V_{дет} = 10$ м/мин ($HV = 5\ 000$ Н/мм²; $tg\gamma = 1,732$) безразмерный коэффициент η непрерывно увеличивается (табл. 1.10).

Таблица 1.10

Значения параметров λ и η

Время шлифования τ , мин	λ , мм ³ /(мин·Н)		η	
	Круг сплошной	Круг прерывистый	Круг сплошной	Круг прерывистый
0	35	45	0,682	0,591
5	25	45	0,773	0,593
10	20	43	0,818	0,595
15	16	44	0,854	0,600
20	15,5	43	0,859	0,600

Приведенные в табл. 1.10 данные свидетельствуют о том, что прерывистый круг работает в режиме самозатачивания и имеет более острые режущие кромки, чем сплошной круг. Кроме того, процесс прерывистого шлифования происходит с большими толщинами срезов, что обеспечивает более высокую производительность обработки.

1.6. Оценка энергетического баланса процесса резания лезвийным инструментом

Качество и производительность механической обработки определяются уровнем энергии, затрачиваемой на преодоление сил резания и трения, возникающих в зоне обработки. Чем меньше эта энергия, тем выше эффективность обработки [6; 28]. Поэтому важно знать основные закономерности уменьшения энергоемкости обработки, основываясь на теоретических и экспериментальных исследованиях процесса резания. В связи с этим произведена оценка энергетического баланса процесса резания лезвийным инструментом и определены условия уменьшения энергоемкости обработки.

Для этого рассмотрена расчетная схема, в которой силовое воздействие режущего инструмента на обрабатываемый материал представлено в виде двух сил, действующих в горизонтальном и вертикальном направлениях: P_z и P_y (рис. 1.18). Под действием этих сил обрабатываемый материал деформируется, в нем возникают напряжения сдвига в плоскостях, расположенных

под углом β к направлению движения инструмента. Для определения положения плоскости, в которой напряжения сдвига достигнут максимального значения и в которой произойдет сдвиг материала, необходимо спроецировать силы P_z и P_y на эту плоскость, расположенную под углом β , и определить касательное напряжение τ :

$$\tau = \frac{1}{b \cdot z} \cdot (P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta), \quad (1.65)$$

где b – ширина среза, м;

z – длина плоскости сдвига, м.

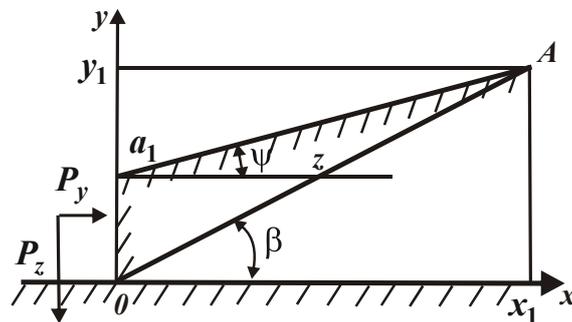


Рис. 1.18. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании

Длину z можно определить, решая систему двух уравнений с учетом выражения $x_1 / z = \cos \beta$:

$$\begin{cases} y_1 = a_1 + \operatorname{tg} \varphi \cdot x_1, \\ y_1 = \operatorname{tg} \beta \cdot x_1, \end{cases} \quad (1.66)$$

$$z = \frac{a_1 \cdot \cos \varphi}{\sin(\beta - \varphi)}, \quad (1.67)$$

где x_1, y_1 – координаты точки пересечения плоскости сдвига с плоскостью, определяющей текущую толщину среза, м;

a_1 – начальное значение толщины среза, м;

φ – угол среза (при точении и строгании $\varphi = 0$, при встречном фрезеровании и шлифовании $\varphi > 0$, при попутном фрезеровании и шлифовании $\varphi < 0$).

Подставляя (1.67) в зависимость (1.65) с учетом $K_{рез} = P_z / P_y = \operatorname{tg} \psi$:

$$\tau = \frac{P_z \cdot \sin(\beta - \varphi)}{b \cdot a \cdot \cos \varphi} \cdot \frac{\sin(\psi - \beta)}{\cos \psi}. \quad (1.68)$$

Из зависимости (1.68) следует, что при постоянных значениях $P_y, \varphi, \psi, b, a_1$ с увеличением угла β касательное напряжение τ (за счет увеличения

множителя $\sin(\beta - \varphi)$) увеличиваются, затем, после достижения определенного значения угла β (за счет уменьшения $\sin(\psi - \beta)$) уменьшаются. Из этого вытекает, что касательное напряжение τ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку максимума.

Для определения экстремального значения касательного напряжения τ следует подчинить функцию τ необходимому условию экстремума, т.е. продифференцировать зависимость (1.68) по углу β и полученное выражение приравнять нулю:

$$\cos(\beta - \varphi) \cdot \sin(\psi - \beta) - \sin(\beta - \varphi) \cdot \cos(\psi - \beta) = 0 \quad (1.69)$$

или

$$\sin(\varphi + \psi - 2\beta) = 0. \quad (1.70)$$

Откуда условный угол сдвига обрабатываемого материала β равен:

$$\beta = \frac{\psi + \varphi}{2}. \quad (1.71)$$

Как видно, угол β тем больше, чем больше угол среза φ (рассматривая условие $\psi = const$). Наибольшего значения угол β достигает при условии $\varphi > 0$ (встречное фрезерование и шлифование), а наименьшего значения – при условии $\varphi < 0$ (попутное фрезерование и шлифование). Точение и строгание, которые характеризуются постоянством толщины среза $\varphi = 0$, занимают промежуточное положение.

При глубинном шлифовании условный угол сдвига обрабатываемого материала β меньше, чем при обычном многопроходном, вследствие образования длинных тонких срезов с небольшим углом φ .

С увеличением коэффициента резания $K_{рез}$ (при условии $\psi < 30^\circ$ коэффициент резания $K_{рез} \cong \psi$) угол β увеличивается, и процесс резания локализуется в небольшом объеме срезаемого материала.

Увеличение коэффициента резания $K_{рез}$ связано с увеличением переднего угла инструмента, снижением радиуса округления его режущей кромки, увеличением толщины среза.

В случае $\varphi = 0$ коэффициент резания $K_{рез}$ и условный угол сдвига обрабатываемого материала β связаны зависимостью, полученной из (1.71):

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta. \quad (1.72)$$

Следовательно, положение условной плоскости сдвига вполне однозначно определяется коэффициентом резания $K_{рез}$. Большому значению

$K_{рез}$ соответствует большее значение угла β , который изменяется в пределах $0 \dots 45^\circ$ (табл. 1.11, рис. 1.19).

Таблица 1.11

Расчетные значения условного угла сдвига обрабатываемого материала β

$K_{рез}$	0	0,1	0,5	1,0	2,0	5,0	10,0	∞
β , град	0	2,5	13,0	25,0	31,5	39,0	42,0	45

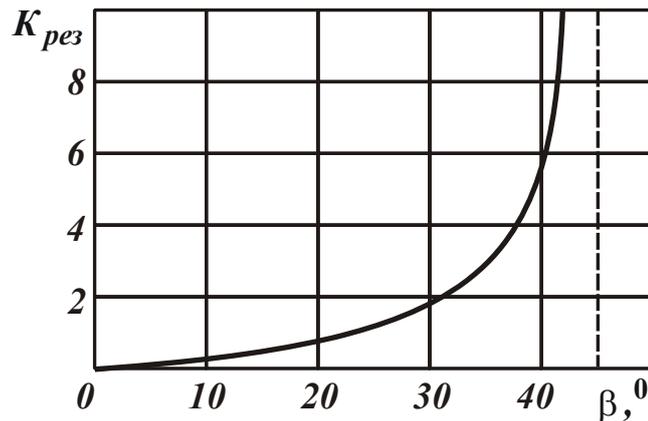


Рис. 1.19. Зависимость коэффициента резания $K_{рез}$ от условного угла сдвига обрабатываемого материала β

Используя зависимость (1.68) с учетом зависимости (1.71) и принимая упрощения в силу малости углов β , φ , ψ , т.е. $\sin(\beta - \varphi) \cong \beta - \varphi$; $\sin(\psi - \beta) \cong \psi - \beta$; $\cos \varphi \cong 1$; $\cos \psi \cong 1$, можно определить условное напряжение резания σ , равное отношению силы P_z к площади поперечного сечения среза S ($\tau = \tau_{сдв}$; $P_y = P_z / K_{рез} = \sigma \cdot S / K_{рез}$; $S = \Delta \cdot a_1$):

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез}}{(\psi^2 - \varphi^2)}. \quad (1.73)$$

Исходя из зависимости (1.73), при условии $\psi = const$ наименьшее значение условного напряжения резания σ (энергоёмкости обработки) достигается при условии $\varphi = 0$, т.е. при резании с постоянной толщиной среза. При резании с неравномерной толщиной среза, т.е. когда $\varphi > 0$ и $\varphi < 0$ (встречное и попутное фрезерование и шлифование и т.д.) условное напряжение резания σ увеличивается. Этим объясняется тот факт, что наиболее распространенной кинематической схемой резания является схема резания с постоянной толщиной среза, которая обеспечивает наименьшие нагрузки на инструмент и меньший его износ, снижение сил и температуры резания, повышение каче-

ства обработки. Исходя из этого, необходимо рассмотреть случай $\varphi = 0$. Тогда зависимость (1.73) упростится:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \quad (1.74)$$

и примет вид

$$\sigma \cdot K_{рез} = 2 \cdot \sigma_{сж} = \text{const} . \quad (1.75)$$

По известным экспериментальным значениям параметров σ и $K_{рез}$ определяется их произведение. Сравнивая установленное произведение $\sigma \cdot K_{рез}$ со значением $2\sigma_{сж}$, в соответствии с зависимостью (1.71), можно оценить долю энергии "чистого" резания и долю энергии трения обрабатываемого материала с инструментом в общем энергетическом балансе процесса резания. Так, соотношение $2 \cdot \sigma_{сж} / (\sigma \cdot K_{рез})$ определяет долю энергии "чистого" резания, а выражение $[1 - 2 \cdot \sigma_{сж} / (\sigma \cdot K_{рез})]$ – долю энергии трения обрабатываемого материала с инструментом.

Для установления закономерностей процесса стружкообразования при резании лезвийным инструментом необходимо выразить коэффициент резания $K_{рез}$ через составляющие силы резания, возникающие на передней поверхности инструмента N и $N \cdot f$ (рис. 1.4,б):

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma, \\ P_y = -N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma, \end{cases} \quad (1.76)$$

С учетом (1.76) коэффициент резания $K_{рез} = P_z / P_y$ примет вид:

$$K_{рез} = \frac{1 + f \cdot \text{tg} \gamma}{f - \text{tg} \gamma} . \quad (1.77)$$

Подставляя зависимость (1.77) в (1.72), установлена связь условного угла сдвига обрабатываемого материала β с передним углом инструмента γ и коэффициентом трения f :

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\varphi_1}{2}, \quad (1.78)$$

где $\text{tg} \varphi_1 = f$;

φ_1 – угол трения.

Зависимость (1.78), угол β тем больше, чем больше передний угол инструмента γ и меньше угол трения φ_1 . Полученная зависимость (1.78) совпа-

дает с известной аналогичной зависимостью, установленной профессором Зворыкиным К. А. [28] из уравнения для определения усилия P , необходимого для отделения металлической стружки (действующего в направлении движения инструмента):

$$P = \frac{a \cdot b \cdot \tau \cdot \left[(1 - f_1^2) \cdot \cos \gamma + 2 \cdot f_1 \cdot \sin \gamma \right]}{\sin \beta \cdot \left[(1 - f_1 \cdot f_2) \cdot \cos(\gamma - \beta) + (f_1 + f_2) \cdot \sin(\gamma - \beta) \right]}, \quad (1.79)$$

где a, b – толщина и ширина среза, м;

f_1, f_2 – коэффициенты внешнего и внутреннего трения.

Исходя из условия, что сила P будет наименьшей, если будет наибольшим знаменатель зависимости (1.79), в который только и входит одна переменная величина – угол β , профессором Зворыкиным К. А. [28] определен максимум для знаменателя и условный угол сдвига обрабатываемого материала β :

$$\beta = 90^\circ - \frac{\varphi + \varphi_1 + \alpha}{2}, \quad (1.80)$$

где φ_1 – угол внешнего трения;

φ_2 – угол внутреннего трения;

$$\alpha = 90^\circ - \gamma.$$

Таким образом, зависимость (1.80) совпадает с зависимостью (1.78). Отличие двух подходов состоит в том, что, согласно подходу профессора Зворыкина К. А., минимизируется усилие резание P , возникающее в направлении движения инструмента, а в предложенном подходе минимизируется касательное напряжение τ , возникающее в условной плоскости сдвига. Для оценки достоверности полученного решения следует сравнить расчетные и экспериментальные значения условного угла сдвига обрабатываемого материала β при известных значениях γ и φ_1 , используя зависимость (1.78).

На практике условный угол сдвига обрабатываемого материала β определяют через коэффициент усадки стружки K_L , равный отношению толщины стружки a' к толщине среза a (рис. 1.20):

$$K_L = \frac{a'}{a} = \frac{c \cdot \sin(90^\circ - \beta + \gamma)}{c \cdot \sin \beta}. \quad (1.81)$$

После преобразований зависимости (1.81), имеем:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}. \quad (1.82)$$

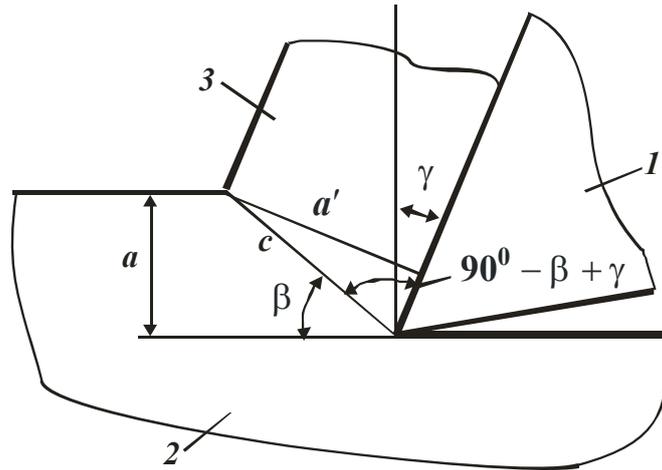


Рис. 1.20. Расчетная схема для определения усадки стружки:
1 – резец; 2 – деталь; 3 – стружка

Зависимость (1.82) впервые была получена профессором Тиме И. А. и выражает связь условного угла сдвига обрабатываемого материала β с коэффициентом усадки стружки K_L и передним углом γ . Используя зависимость (1.82), можно установить связь между параметрами K_L , γ и f , представляя зависимость (1.68) в виде:

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 - \operatorname{tg}^2 \beta}. \quad (1.83)$$

Разрешая ее относительно функции $\operatorname{tg} \beta$, имеем:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{K_{рез}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}. \quad (1.84)$$

Сравнивая зависимости (1.82) и (1.84), установлена связь коэффициента усадки стружки K_L с коэффициентом резания $K_{рез}$:

$$K_L = \sin \gamma + \cos \gamma \cdot \frac{\left(\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1\right)}{K_{рез}}. \quad (1.85)$$

После подстановки зависимости (1.77) в (1.84), получено

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{(1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma) \cdot \cos \gamma}{\left[\sqrt{1 + f^2} + (f - \operatorname{tg} \gamma) \cdot \cos \gamma\right]}. \quad (1.86)$$

Сравнивая (1.82) и (1.86), определен коэффициент усадки стружки

$$K_L = \sin \gamma + \frac{\left(\sqrt{1 + f^2} + f - \operatorname{tg} \gamma\right)}{(1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma)}. \quad (1.87)$$

При условии $\gamma = 0$ зависимость упрощается

$$K_L = \sqrt{1 + f^2} + f \quad (1.88)$$

или

$$f = \frac{K_L^2 - 1}{2 \cdot K_L}. \quad (1.89)$$

Из зависимости (1.88) следует, что большему значению коэффициента трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента f соответствует большее значение коэффициента усадки стружки K_L . При условии $K_L > 1$ зависимость (1.89) упростится и примет вид: $f = K_L / 2$.

Важно сравнить расчетные и экспериментальные значения K_L с учетом экспериментально установленных значений f и зависимости (1.88). Используя данные профессора Зубаря В. П. [31], в табл. 1.12 приведены экспериментальные значения составляющих сил резания P_z , P_y , коэффициентов $K_{рез}$, f , K_L и условного угла сдвига обрабатываемого материала β при точении алмазным резцом из твердого сплава ВК6М ($\gamma = 0$) меди М1 (подача $S = 0,05$ мм/об.; глубина резания $t = 0,05$ мм). Здесь же приведены расчетные значения коэффициента $K_{L.расч}$. Из табл. 1.12 следует, что экспериментальные значения K_L всегда больше расчетных, т.е. в реальных условиях резания обрабатываемый материал подвергается значительно большим деформациям, чем это установлено результатами расчетов. Причиной тому являются заниженные значения коэффициента трения f , которые определены на основе экспериментальных значений сил резания P_z и P_y , возникающих на передней поверхности инструмента.

Аналогичные результаты получены при точении указанными выше резцами латуни (скорость резания $V = 350$ м/мин, глубина резания $t = 0,05$ мм), табл. 1.13. По предложенной методике произведено сравнение экспериментальных и расчетных значений K_L при точении большого класса обрабатываемых материалов на основе данных различных авторов. В результате установлено, что экспериментальные значения K_L всегда больше расчетных значений. Например, в табл. 1.14 приведены рассчитанные на основе зависимости (1.87) значения коэффициента усадки стружки K_L с учетом экспериментально установленных значений коэффициента трения f (по данным исследований Зорева Н. Н. [29], рис. 1.21).

Таблица 1.12

Значения параметров $P_z, P_y, K_{рез}, f, \beta, K_L, K_{L,расч}$

Скорость резания V , м/мин	$P_z, Н$		$P_y, Н$		$K_{рез}$		f		β , град		K_L		$K_{L,расч}$	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
100	4,0	37,5	1,5	30,0	2,7	1,25	0,37	0,8	21	7	2,6	8,1	1,43	2,0
300	3,5	19,0	1,5	15,0	2,3	1,26	0,43	0,79	22	9,5	2,47	6,0	1,52	2,0
700	3,5	16,5	1,0	10,0	3,5	1,65	0,28	0,6	22	10,5	2,47	5,4	1,32	1,76

Таблица 1.13

Значения параметров $P_z, P_y, K_{рез}, f, \beta, K_L, K_{L,расч}$

S , мм/об.	$P_z, Н$		$P_y, Н$		$K_{рез}$		f		β , град		K_L		$K_{L,расч}$	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
0,02	1,5	3,5	0,7	4,0	2,14	0,88	0,47	1,13	27	13,5	1,96	4,16	1,58	2,63
0,04	3,0	5,5	1,0	5,0	3,0	1,1	0,33	0,91	26,3	16,5	2,0	3,37	1,36	2,26
0,06	4,5	8,0	1,3	7,0	3,5	1,14	0,28	0,88	25,8	17	2,06	3,27	1,32	2,21
0,08	5,5	10,0	1,7	8,0	3,2	1,25	0,31	0,8	25,5	18	2,09	3,07	1,35	2,08
0,1	6,75	12,0	2,0	9,0	3,4	1,33	0,29	0,75	25,3	19	2,11	2,9	1,33	2,0
0,12	8,3	14,0	2,3	10,0	3,6	1,4	0,28	0,71	24,5	19	2,19	2,9	1,32	1,94
0,14	9,0	16,0	2,5	11,5	3,6	1,4	0,28	0,71	23,5	19,3	2,3	2,85	1,32	1,94

Расчетные значения K_L

f	0,6	0,7	0,8	0,9
K_L	1,62	1,76	1,86	1,97

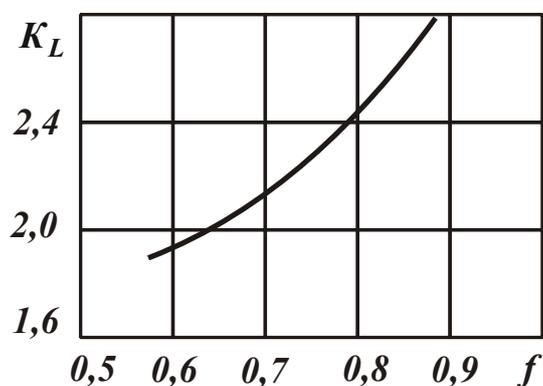


Рис. 1.21. Зависимость K_L от f : обрабатываемый материал – сталь 30;
 $t=4$ мм; $S = 0,125 \dots 0,78$ мм/об.; $V = 35 \dots 270$ м/мин

Сравнивая расчетные и экспериментальные значения K_L (рис. 1.21), установлено, что экспериментальные значения больше расчетных значений.

В табл. 1.15 приведены рассчитанные на основе зависимости (1.88) значения коэффициента усадки стружки K_L с учетом экспериментальных данных коэффициента трения f (по данным Розенберга А. М. [89], рис. 1.22).

Таблица 1.15

Расчетные значения K_L

f	0,4	0,6	0,8
K_L	1,48	1,76	2,08

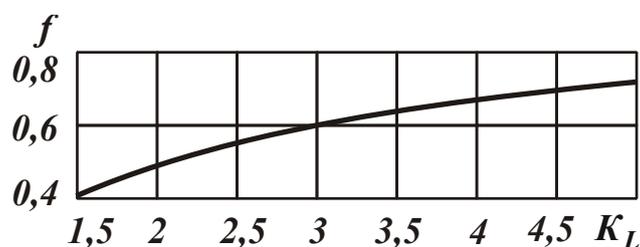


Рис. 1.22. Зависимость среднего коэффициента трения f на передней поверхности инструмента от коэффициента усадки стружки K_L при обработке стали ($\gamma=0^\circ$)

Сравнивая значения K_L , приведенные в табл. 1.15 и на рис. 1.22, видно, что экспериментальные значения K_L также больше расчетных значений. Из этого следует, что более точный расчет параметров K_L и β не может быть произведен с учетом экспериментально установленного коэффициента трения, так как это приводит к значительному расхождению расчетных и экспериментальных данных. Этот факт в теории резания известен давно. О нем отмечается во многих источниках, предлагаются пути выполнения более точного расчета условного угла сдвига обрабатываемого материала. Например, профессор Зворыкин К.А. [28] для этого ввел в расчетную зависимость (1.80) угол внутреннего трения φ_2 , физический смысл которого не определен. Профессор Зорев Н. Н. [30] предложил расчетную зависимость для определения условного угла сдвига обрабатываемого материала φ_y :

$$2 \cdot \varphi_y + \theta - \gamma \cong \frac{\pi}{2} - \psi_y, \quad (1.90)$$

в которую, наряду с известным параметром – углом трения θ – входит новый параметр ψ_y – угол наклона касательной к наружной границе пластической зоны обрабатываемого материала. По мнению профессора Зорева Н. Н., учет этого угла позволяет приблизить расчетные значения условного угла сдвига обрабатываемого материала φ_y к экспериментальным значениям. Вместе с тем, судя по данным, приведенным в табл. 1.12 – табл. 1.15, расхождение расчетных и экспериментальных значений коэффициента усадки стружки K_L обусловлено физическими закономерностями трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента и введение таких параметров как φ_2 и ψ_y не отражает сущности расхождения.

Исходя из этого, определены значения коэффициента трения f на основе экспериментальных значений коэффициента K_L , приведенных в табл. 1.12. В табл. 1.16 приведены расчетные значения $f_{расч}$, полученные с учетом зависимости (1.89).

Таблица 1.16

Значения $f_{расч}$ при точении меди

V , м/мин	$f_{расч}$	
	Алмаз	ВК6М
100	1,1	4,0
300	1,0	2,91
700	1,0	2,6

Сравнивая значения $f_{расч}$ с аналогичными значениями f , приведенными в табл. 1.12, видно, что $f_{расч}$ до 3 раз больше при точении меди алмазным резцом и до 5 раз при точении меди твердосплавным резцом. Такое большое различие коэффициентов $f_{расч}$ и f свидетельствует о том, что условия стружкообразования и, следовательно, условия формирования условного угла сдвига обрабатываемого материала β не определяются коэффициентом трения f .

Учитывая то, что экспериментально установленные значения $f = P_y / P_z$ меньше значения $f_{расч}$, можно предположить об увеличении $f_{расч}$ за счет уменьшения силы P_z , т.к. в процессе формирования угла сдвига β участвует не вся сила P_z , а лишь ее часть P'_z . Остальная часть, равная $(P_z - P'_z)$, затрачивается на преодоление силы трения сходящей стружки по передней поверхности инструмента. Тогда знаменатель зависимости $f = P_y / P_z$ уменьшится и приведет к увеличению f до значения $f_{расч}$.

Для проверки данной гипотезы в зависимости (1.75) условное напряжение резания σ следует представить в виде $\sigma = P_z / S = K_{рез} \cdot P_y / S$, тогда:

$$K_{рез} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot S}{P_y}}, \quad (1.91)$$

где S – площадь поперечного сечения среза, м².

С учетом зависимости (1.72) условный угол сдвига обрабатываемого материала β определится:

$$tg 2\beta = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot S}{P_y}}. \quad (1.92)$$

Коэффициент усадки стружки K_L по известному значению угла β определяется в соответствии с зависимостью (1.82).

Для экспериментальной проверки предложенных зависимостей следует, используя экспериментальные данные P_y , S , приведенные в табл. 1.12, на основе зависимостей (1.91) и (1.92) определить коэффициент резания $K_{рез}$ и угол β . Параметр $\sigma_{сж}$ для меди равен 380 МПа, а параметр $S = 2,5 \cdot 10^{-9}$ м².

Сравнивая расчетные значения β (табл. 1.17) с экспериментальными, приведенными в табл. 1.12, видно, что они отличаются несущественно, в особенности, в области средних скоростей резания (до 700 м/мин) и при точении

твердосплавным резцом, где расчетные и экспериментальные значения β фактически совпадают.

Таблица 1.17

Расчетные значения коэффициента резания $K_{рез}$ и угла β

V , м/мин	$K_{рез}$		β , град	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
100	1,12	0,25	24	7
300	1,12	0,35	24	9
700	1,37	0,43	27	11,5

В табл. 1.18 приведены расчетные значения угла β при точении латуни (по экспериментальным данным, приведенным в табл. 1.13). Параметр $\sigma_{сж}$ принят равным 360 МПа. Сравнивая расчетные значения угла β с соответствующими экспериментальными данными β , приведенными в табл. 1.13, видно, что они также как и при точении меди отличаются незначительно.

Таблица 1.18

Значения S , $K_{рез}$, β при точении латуни

S , мм/об.	$S \cdot 10^{-9}$, м ²	$K_{рез}$		β , град	
		Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
0,02	1,0	1,0	0,42	22,5	11,0
0,04	2,0	1,2	0,54	25	14,0
0,06	3,0	1,3	0,56	26	14,5
0,08	4,0	1,3	0,6	26	15,0
0,1	5,0	1,34	0,63	26,5	16,0
0,12	6,0	1,37	0,66	26,5	17,0
0,14	7,0	1,42	0,66	26,5	17,0

Таким образом, в первом приближении расчет условного угла сдвига обрабатываемого материала β может быть достаточно достоверно произведен на основе экспериментального значения силы резания P_y , действующей на передней поверхности инструмента, с использованием новой зависимости (1.92), т.е. формирование угла β определяют силы P_y и P'_z . Предложенное решение расширяет возможности классической теории резания, т.е. позволяет по известному значению P_y определить условный угол сдвига обрабатываемого материала β , а, следовательно, и все остальные параметры стружкооб-

разования при резании. До настоящего времени теория резания располагала решением профессора Тиме И. А., позволяющим определить угол β по известному значению коэффициента усадки стружки K_L .

Как отмечалось выше, известен подход определения угла β на основе коэффициента трения f (на передней поверхности инструмента) по известной зависимости, например, предложенной профессором Зворыкиным К. А. Однако этот подход приводит к большому (неприемлемому) расхождению расчетных и экспериментальных данных. Предложенный в работе подход расчета угла β на основе силы P_y позволяет получить расчетные значения, сопоставимые (в допустимых пределах погрешности) с экспериментальными значениями и позволяет уточнить физическую природу процесса резания. Суть его состоит в следующем. При резании, аналогично сжатию прямолинейного бруса, разрушение обрабатываемого материала, в результате сдвига элементов материала вдоль условной плоскости сдвига, должно происходить под углом $\beta=45^\circ$ к направлению движения инструмента (при условии $\gamma=0$). Однако, в действительности сдвиг элементов материала происходит под углом β , меньше 45° , что связано с действием радиальной силы P_y : чем больше эта сила, тем меньше угол β . Данное решение вытекает из зависимости (1.92).

Таким образом, основным путем увеличения угла β и, следовательно, улучшения условий стружкообразования при резании является снижение силы P_y . Это достигается, прежде всего, за счет применения эффективных технологических сред, снижающих коэффициент трения на передней поверхности инструмента, т.е. снижения коэффициента трения не непосредственно позволяет увеличить угол β (как это вытекает из зависимости (1.78), впервые установленной профессором Зворыкиным К.А.), а через уменьшение силы P_y (как это вытекает из предложенной зависимости (1.92)).

Для оценки возможности применения тангенциальной составляющей сила P_z , возникающей на передней поверхности инструмента, при расчете угла β зависимость (1.75) следует выразить через коэффициент резания:

$$K_{рез} = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot S}{P_z}. \quad (1.93)$$

Тогда угол β определится:

$$tg 2\beta = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot S}{P_z}. \quad (1.94)$$

В табл. 1.19 приведены расчетные значения коэффициента резания $K_{рез}$ и угла β , полученные на основе зависимостей (1.93) и (1.94) с учетом исходных данных: $\sigma_{сж} = 380$ МПа и $S = 2,5 \cdot 10^{-9}$ м², приведенных в табл. 1.12.

Таблица 1.19

Расчетные значения коэффициента резания $K_{рез}$ и угла β

V , м/мин	$K_{рез}$		β , град	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
100	0,475	0,05	12,5	1,5
300	0,542	0,1	14,0	2,5
700	0,542	0,115	14,0	3,0

Сравнивая расчетные данные угла β , приведенные в табл. 1.19, с соответствующими экспериментальными данными угла β , приведенными в табл. 1.12, видно, что они существенно отличаются (до 5-ти раз при точении твердосплавным резцом). Причем, расчетные значения угла β меньше экспериментальных значений. Это свидетельствует о том, что в расчетной зависимости (1.94) использованы весьма большие значения силы P_z , т.к. сила P_z учитывает и силу P'_z , затрачиваемую на процесс чистого резания, и силу, которая расходуется на преодоление трения стружки с передней поверхностью инструмента.

Таким образом, сила P_z не может служить основой для определения угла β и других параметров стружкообразования. Расчет угла β производят на основе экспериментально установленного значения силы P_y .

Для оценки силы P'_z , которая затрачивается на процесс "чистого" резания, на основе анализа соотношения $P'_z / (P_z - P'_z)$, т.е. отношения силы P'_z к тангенциальной силе, затрачиваемой на преодоление трения стружки с передней поверхностью инструмента, следует воспользоваться следующей зависимостью:

$$P'_z = P_y \cdot K_{рез}. \quad (1.95)$$

Значения коэффициента резания $K_{рез}$ приведены в табл. 1.17. Анализ данных $P'_z / (P_z - P'_z)$, полученных по зависимости (1.95) и приведенных в табл. 1.20, показывает, что сила P'_z значительно меньше силы $(P_z - P'_z)$, т.е. основная часть энергии резания затрачивается на преодоление силы трения сходящей стружки по передней поверхности инструмента.

Расчетные значения параметров P'_z и $P'_z/(P_z - P'_z)$

V , м/мин	P'_z , Н		$P'_z/(P_z - P'_z)$	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
100	1,68	7,5	0,72	0,25
300	1,68	5,25	0,92	0,38
700	1,37	4,3	0,64	0,35

Приведенные данные о силе ($P_z - P'_z$) подтверждают тот факт, что в основу расчета угла β не может быть положена сила P_z , т.к. она главным образом состоит из силы трения, которая не оказывает влияния на процесс стружкообразования и, следовательно, на образование условного угла сдвига обрабатываемого материала β .

Таким образом, на основе расчетных и экспериментальных данных обоснована возможность расчета условного угла сдвига обрабатываемого материала β и коэффициента усадки стружки K_L на основе известного значения силы P_y , действующей на передней поверхности инструмента.

Возможно решение обратной задачи: по известному значению K_L или β можно расчетным путем определить силу P_y , а далее – все основные параметры силовой напряженности процесса "чистого" резания. Для этого следует использовать зависимость (1.88), разрешенную относительно силы P_y :

$$P_y = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot S}{\operatorname{tg}^2 2\beta}. \quad (1.96)$$

Здесь условный угол сдвига обрабатываемого материала β определяется по формуле профессора Тиме И. А. (1.82). Учитывая, что $K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta$, по зависимости (1.95) определяется сила P'_z . Установить силу трения, равную ($P_z - P'_z$), аналитическим путем нельзя, т.к. предложенная методика позволяет рассчитать лишь параметры процесса "чистого" резания, т.е. те параметры, которые участвуют в процессе образования условного угла сдвига обрабатываемого материала β . Сила трения определяется по экспериментальному значению P_z и известному значению P'_z .

Вместе с тем, можно получить приближенное решение по определению силы ($P_z - P'_z$) с учетом значения коэффициента трения f , которое устанавливается экспериментально на основе сил резания P_z и P_y . Однако для этого

необходимо измерить указанные силы, что исключает их теоретическое определение. Таким образом, коэффициент трения следует принять приближенным, используя справочные данные. Тогда, с учетом соотношения

$$f = \frac{P_y}{P_z} = \frac{P'_y}{P'_z} = \frac{(P_y - P'_y)}{(P_z - P'_z)}, \quad (1.97)$$

где $(P_y - P'_y)$ – часть силы P_y , которая затрачивается на преодоление силы трения стружки с передней поверхностью инструмента, по известным значениям f и P'_z определяется сила P'_y . Зная силу P'_y , определяется сила $(P_y - P'_y)$, а из зависимости $(P_z - P'_z) = \frac{(P_y - P'_y)}{f}$ определяются составляющие силы резания $(P_z - P'_z)$ и P_z .

Таким образом, на основе экспериментально установленного значения коэффициента усадки стружки K_L и приближенного значения коэффициента трения f (на основе справочных данных) на передней поверхности инструмента могут быть рассчитаны силы резания P_z , P_y и их составляющие P'_z , $(P_z - P'_z)$, P'_y , $(P_y - P'_y)$.

Необходимо отметить, что существуют и другие подходы к расчету сил резания. Например, профессор Зорев Н. Н. [6; 29; 30] предложил методику определения тангенциальной составляющей силы резания с использованием коэффициента усадки стружки

$$P_z = \tau_y \cdot a \cdot v \cdot [ctg\beta + tg(\beta + \omega)], \quad (1.98)$$

где τ_y – напряжение в плоскости сдвига, МПа;

a , v – параметры среза, м;

$\omega = \gamma + \theta$;

θ – угол трения.

Как видно, зависимость (1.98) содержит два неизвестных параметра – β и θ . Профессор Зорев Н. Н. предложил угол β выразить через коэффициент усадки стружки по известной формуле профессора Тиме И. А., а слагаемое $tg(\beta + \omega)$ принимать постоянным для данной пары "обрабатываемый материал – инструмент". Тогда для определения тангенциальной составляющей силы резания P_z достаточно знать коэффициент усадки стружки.

Постоянство угла $(\beta + \omega)$ профессор Зорев Н. Н. обосновал тем, что с увеличением угла ω , как показали экспериментальные результаты, угол сдвига β всегда уменьшается, поэтому сумму этих двух противоположно изме-

няющихся углов можно рассматривать как постоянную величину для каждой пары "обрабатываемый материал – инструмент". Таким образом, данная методика не рассматривает в явном виде угол трения θ , он в зависимости (1.98) учитывается в виде экспериментального значения суммы углов $(\beta + \omega)$, т.е. данная методика не раскрывает физической сущности передаточной функции между углом сдвига (или коэффициентом усадки стружки K_L) и силой резания, обусловленной, как показано выше, отличием расчетного и экспериментального коэффициента трения на передней поверхности инструмента.

Важно произвести оценку доли энергии резания в общем энергетическом балансе процесса обработки лезвийным инструментом. Для оценки доли "чистого" резания по экспериментальным значениям σ и $K_{рез}$ следует определить в соответствии с зависимостью (1.75) их произведение. Затем определить отношение $2 \cdot \sigma_{сж}$ и $\sigma \cdot K_{рез}$. Это отношение, равное α , и будет устанавливать долю энергии "чистого" резания в общей энергоемкости процесса. В табл. 1.21 приведены расчетные значения $\sigma \cdot K_{рез}$ и коэффициент α для условий резания, которые взяты из табл. 1.12. Предел прочности меди М1 принят равным $\sigma_{сж} = 380$ МПа. Условное напряжение резания σ равно отношению силы P_z к площади поперечного сечения среза S .

Таблица 1.21

Значения $\sigma \cdot K_{рез}$ и α при точении стали

V , м/мин	$\sigma \cdot K_{рез}$, МПа		α , %	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
100	2160	9375	17,6	4,0
300	1610	4788	23,6	7,9
700	2450	5445	15,5	7,0

Коэффициент α относительно небольшой, т.е. основная часть энергии резания затрачивается на преодоление сил трения сходящей стружки по передней поверхности инструмента. Этим объясняется значительное расхождение коэффициентов трения $f_{расч}$ и f . Следуя табл. 1.21, марка инструментального материала оказывает существенное влияние на коэффициент α , тогда как скорость резания V мало изменяет коэффициент α . В табл. 1.22 приведены расчетные значения произведения $\sigma \cdot K_{рез}$ и коэффициента α при обработке латуни, полученные с использованием данных табл. 1.13. Предел прочности латуни равен 360 МПа.

Значение $\sigma \cdot K_{рез}$ и α при точении латуни

S , мм/об.	$\sigma \cdot K_{рез}$, МПа		α , %	
	Алмаз	ВК6М	Алмаз	ВК6М
0,02	1605	1540	22,4	23,4
0,04	2250	1512	16,0	23,8
0,06	2625	1520	13,7	23,7
0,08	2200	1562	16,4	23,0
0,10	2295	1596	15,7	22,6
0,12	2490	1633	14,5	22,0
0,14	2314	1600	15,6	22,5

Коэффициент α при точении латуни выше, чем при точении меди (табл. 1.20). Причем, значения α для алмазного и твердосплавного резцов отличаются менее существенно, чем при обработке меди. Подача S практически не оказывает влияния на коэффициент α . Таким образом, в работе произведен анализ энергетического баланса процесса резания лезвийным инструментом и на его основе определены условия уменьшения энергоемкости обработки.

1.7. Определение условий повышения эффективности шлифования деталей с высокопрочными покрытиями

Нанесение высокопрочных износостойких покрытий на поверхности деталей стало важным фактором повышения их долговечности и работоспособности, многократного использования в процессе эксплуатации, возможности создания изделий из дешевых конструкционных материалов с требуемыми эксплуатационными характеристиками. Так, с помощью покрытий можно повысить износостойкость деталей в сотни и даже тысячи раз. Детали многих современных машин становятся работоспособными только благодаря нанесению покрытий.

В настоящее время номенклатура деталей, рабочие поверхности которых упрочняются и восстанавливаются покрытиями, включает сотни наименований. Это детали металлургического и горного оборудования, дорожно-строительных и сельскохозяйственных машин, автомобильного и железнодорожного транспорта, холодильной техники, товаров народного потребления и другие.

Вместе с тем, практикой установлена низкая эффективность применения традиционных методов абразивного шлифования для обработки порошковых покрытий высокой твердости HRC 60 и выше, в состав которых входят Ni, Cr, Si, Fe. При шлифовании указанных покрытий абразивный круг интенсивно изнашивается, теряет режущую способность и требует постоянной правки, что приводит к значительному снижению производительности обработки, практически до экономически неприемлемого уровня. Это требует создания эффективных процессов шлифования с использованием алмазных кругов, в частности, алмазного электроэрозионного шлифования [5], эффективно сочетающего механическое резание с непрерывной правкой алмазного круга на металлической связке. Определенный опыт в этом направлении имеется [91; 93], однако он получен при шлифовании покрытий твердостью менее HRC 60.

Поэтому важно расширить технологические возможности алмазного электроэрозионного шлифования для обработки покрытий твердостью HRC 60 и выше. Для анализа эффективности применения алмазного электроэрозионного шлифования покрытий высокой твердости следует оценить доли энергии резания и энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом в общем энергетическом балансе процесса шлифования.

В настоящее время известны решения о раздельном учете доли резания и доли трения при шлифовании. Однако в силу упрощенного подхода они не позволяют достаточно обоснованно раскрыть физическую сущность взаимодействия круга с обрабатываемым материалом. Например, в работе [107] коэффициент шлифования $K_{ш}$ рассматривается в виде суммы коэффициента трения связки круга с обрабатываемым материалом f и коэффициента "чистого" резания $K_{шр}$ (без учета трения), т.е.

$$K_{ш} = f + K_{шр}. \quad (1.99)$$

Вместе с тем, представляя $K_{ш}$ в виде

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{zp} + P_{zmp}}{P_{yp} + P_{ymp}} \quad (1.100)$$

(где P_{zp} , P_{yp} – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания в зоне стружкообразования, Н; P_{zmp} , P_{ymp} – тангенциальная и радиальная составляющие силы трения обрабатываемого материала со связкой круга, Н) не трудно видеть, что соотношение (1.99) справедливо при $P_{ymp} = 0$. Однако это противоречит физическому смыслу, т.к. при контакте обрабатываемого мате-

риала со связкой круга существует сила $P_{ymp} > 0$, которая и создает силу трения $P_{zmp} = f \cdot P_{ymp}$. В противном случае $P_{zmp} = 0$ и трение материала со связкой круга отсутствует, что не всегда соответствует практике шлифования.

Для установления закономерностей изменения коэффициента шлифования $K_{ш}$ тангенциальную составляющую силы резания $P_z = P_{zp} + P_{zmp}$ следует представить в виде:

$$K_{ш} \cdot P_y = K_{шp} \cdot P_{yp} + f \cdot P_{ymp}, \quad (1.101)$$

где $K_{шp} = P_{zp} / P_{yp}$;

$$f = P_{zmp} / P_{ymp}.$$

С учетом $P_{ymp} = P_y - P_{yp}$ зависимость (1.101) можно преобразовать:

$$\frac{(K_{шp} - K_{ш})}{(K_{шp} - f)} = \frac{P_{ymp}}{P_y}. \quad (1.102)$$

В итоге получена достаточно сложная зависимость, увязывающая четыре неизвестных параметра: $K_{ш}$, $K_{шp}$, f и P_{ymp} с одним известным параметром P_y . Поэтому важно провести анализ данной зависимости для двух случаев: $P_{ymp} / P_y = 0$ и $P_{ymp} / P_y < 1$. Первый случай предполагает отсутствие трения связки круга с обрабатываемым материалом, в результате $K_{ш} = K_{шp}$. Во втором случае справедливо условие: $K_{шp} - K_{ш} < K_{шp} - f$ или $K_{ш} > f$. Причем, с увеличением соотношения P_{ymp} / P_y расхождение параметров $K_{ш}$ и $K_{шp}$ усиливается, однако, до определенного предела $K_{ш} \rightarrow f$, т.к. при условии $K_{ш} < f$ числитель зависимости (1.102) становится больше знаменателя, а это теряет физический смысл. Из этого вытекает, что при $P_{ymp} / P_y \rightarrow 1$ справедливо условие $K_{ш} \rightarrow f$. В обобщенном виде характер зависимости $K_{ш}$ от P_{ymp} / P_y при одинаковом значении $K_{шp}$ показан на рис. 1.23.

Как видно, увеличение коэффициента шлифования $K_{ш}$ предполагает уменьшение соотношения P_{ymp} / P_y , что соответствует уменьшению доли энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом в общем энергетическом балансе процесса шлифования и повышению эффективности обработки. Для удобства анализа зависимость (1.102) может быть представлена в виде:

$$K_{ш} = K_{шp} \cdot \left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y}\right) + f \cdot \frac{P_{ymp}}{P_y}. \quad (1.103)$$

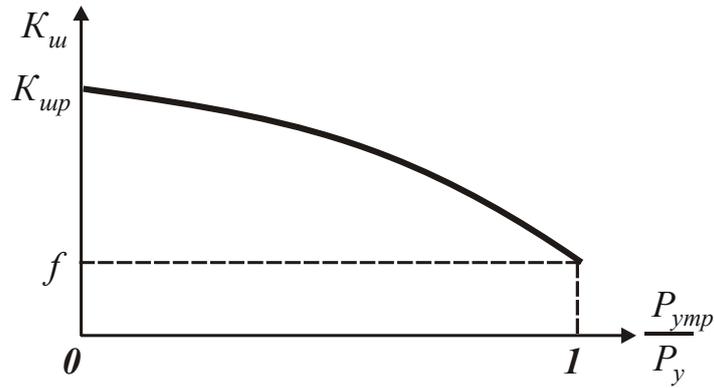


Рис. 1.23. Зависимость $K_{ш}$ от $P_{утр} / P_y$

При $P_{утр} / P_y = 0$ справедливо условие $K_{ш} = K_{шр}$. При увеличении соотношения $P_{утр} / P_y \rightarrow 1$ первое слагаемое зависимости (1.103) уменьшается до нуля, а второе увеличивается до значения f . В результате выполняется условие $K_{ш} \rightarrow f$, что соответствует графику, приведенному на рис. 1.23.

Таким образом показано, что для оценки доли энергии резания и доли энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом при шлифовании необходимо учитывать две составляющие радиальной силы резания: $P_{ур}$ и $P_{утр}$. Решить данную задачу, используя лишь экспериментальные значения двух параметров P_z , P_y – нельзя, т.к. неизвестных (искомых) параметров четыре: $P_{зр}$, $P_{зтр}$, $P_{ур}$, $P_{утр}$. Для их определения необходимо установить дополнительно еще два условия. Первым условием может быть приведенное в работе [110] соотношение, определяющее условия осуществления процесса стружкообразования при резании без учета трения зерен и связки круга с обрабатываемым материалом:

$$\sigma = \frac{2}{K_{ш}} \cdot \sigma_{сж}, \quad (1.104)$$

где σ – условное напряжение резания, МПа;

$\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, МПа.

В зависимости (1.104) необходимо параметр $K_{ш}$ рассматривать как коэффициент "чистого" резания (без учета трения) $K_{ш} = P_{зр} / P_{ур}$, а параметр σ – как условное напряжение "чистого" резания $\sigma_{рез} = P_{зр} \cdot V_{кр} / Q$, где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; Q – производительность обработки, м³/с. Тогда

$$\frac{P_{зр}^2 \cdot V_{кр}}{P_{ур} \cdot Q} = 2 \cdot \sigma_{сж}. \quad (1.105)$$

Второе условие можно получить следующим образом. При наличии трения обрабатываемого материала со связкой и режущими зернами круга соотношение (1.104) преобразуется в неравенство:

$$K_{ш} \cdot \sigma > 2 \cdot \sigma_{сж}, \quad (1.106)$$

где $K_{ш}$, σ – экспериментально установленные значения.

Очевидно, произведение параметров $K_{ш} \cdot \sigma$ будет превышать $2 \cdot \sigma_{сж}$ на величину $f \cdot \sigma_{тр}$, где $\sigma_{тр}$ – условное напряжение "трения" ($\sigma_{тр} = P_{z.тр} \cdot V_{кр} / Q$). Тогда второе условие опишется:

$$\frac{P_{z.тр}^2 \cdot V_{кр}}{P_{y.тр} \cdot Q} = K_{ш} \cdot \sigma - 2 \cdot \sigma_{сж}. \quad (1.107)$$

Это позволяет составить четыре уравнения для определения четырех неизвестных параметров P_{zp} , P_{zmp} , P_{yp} , P_{ymp} :

$$\begin{cases} P_z = P_{zp} + P_{zmp}, \\ P_y = P_{yp} + P_{ymp}, \\ P_{zp}^2 \cdot V_{кр} = 2 \cdot \sigma_{сж} \cdot Q \cdot P_{yp}, \\ P_{zmp}^2 \cdot V_{кр} = (K_{ш} \cdot \sigma - 2 \cdot \sigma_{сж}) \cdot Q \cdot P_{yp}. \end{cases} \quad (1.108)$$

Параметры P_z , P_y , Q , $V_{кр}$, $K_{ш}$, σ , $\sigma_{сж}$, входящие в систему уравнений (1.108), известны. Система уравнений (1.108) может быть разрешена относительно P_{zp} :

$$P_{zp} = \frac{P_z}{(1 + \varphi)} \pm \sqrt{\frac{P_z^2}{(1 + \varphi)^2} - \frac{P_z - z \cdot P_y}{(1 + \varphi)}}, \quad (1.109)$$

где $\varphi = (K_{ш} \cdot \sigma - 2 \cdot \sigma_{сж}) / (2 \cdot \sigma_{сж})$;

$$z = 2 \cdot (K_{ш} \cdot \sigma - 2 \cdot \sigma_{сж}) \cdot Q / V_{кр}.$$

Зная параметр P_{zp} , несложно рассчитать остальные три неизвестные параметры. Исходя из приведенных зависимостей, доля энергии "чистого" резания в общем энергетическом балансе процесса шлифования α определяется:

$$\alpha = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{ш} \cdot \sigma}, \quad (1.110)$$

а доля энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом – в виде:

$$(1 - \alpha) = 1 - \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{ш} \cdot \sigma}. \quad (1.111)$$

Для количественной оценки доли энергии резания и доли энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом производились исследования параметров $K_{ш}$ и σ при алмазном электроэрозионном шлифовании по упругой схеме с фиксированной силой P_y на специальной установке (источник технологического тока ШГИ-80·2-88М; алмазный круг 1А1 300х25х6 АС6 250/200 М2-01 4; скорость круга $V_{кр} = 28$ м/с; плотность тока $i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм²) [62].

Для сравнения обрабатывались плоские образцы одинаковых размеров из твердого сплава ВК8 и с нанесенным высокопрочным порошковым покрытием ПГ-10Н-01 твердостью HRC 60–62. Приведенные в табл. 1.23 и табл. 1.24 экспериментальные данные показывают, что значения составляющей силы резания P_z при шлифовании твердого сплава ВК8 и покрытия ПГ-10Н-01 отличаются незначительно, несмотря на существенное различие прочности материалов ($\sigma_{сж} = 3\ 200$ МПа для твердого сплава, $\sigma_{сж} = 750$ МПа для покрытия). Это связано с тем, что при шлифовании покрытия алмазный круг на металлической связке засаливается, и использование дополнительной энергии электрических разрядов не позволяет в полной мере очистить его рабочую поверхность от продуктов обработки. В результате обрабатываемый материал контактирует со связкой круга, что создает силу трения, которая увеличивает составляющую силы резания P_z и снижает производительность обработки.

Таблица 1.23

Параметры процесса шлифования твердого сплава ВК8

P_y , Н	40	60	80
P_z , Н	9,2	12,6	16,0
$K_{ш}$	0,23	0,21	0,20
$\sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²	4,6	3,9	3,66
Q , мм ³ /мин	344	556	755
$K_{ш} \cdot \sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²	1,06	0,82	0,73
α , %	60	78	87

Приведенные в табл. 1.23 значения параметра α , полученные для шлифования твердого сплава ВК8, показывают, что доля энергии резания достигает значений 90 %, т.е. за счет дополнительного электроэрозионного воздействия на алмазный круг практически исключается контакт металлической связки с обрабатываемым твердым сплавом. Доля энергии трения, равная 10 ... 35 %, обусловлена в основном трением зерен с твердым сплавом.

В табл. 1.24 приведены значения α для шлифования покрытия ПГ-10Н-01. В данном случае доля энергии резания значительно ниже, чем при шлифовании твердого сплава. Как отмечалось выше, это связано с интенсивным контактом связки алмазного круга и обрабатываемого материала, т.е. электроэрозионное воздействие на круг позволяет в достаточно полной мере термически разрушить образующиеся длинные сливные стружки, исключить их из контакта со связкой круга и, таким образом, устранить засаливание круга.

Таблица 1.24

Параметры процесса шлифования покрытия ПГ-10Н-01

P_y , Н	40	60	80
P_z , Н	7,2	9,0	10,4
$K_{ш}$	0,18	0,15	0,13
$\sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²	3,26	2,77	2,60
Q , мм ³ /мин	382	561	690
$K_{ш} \cdot \sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²	0,59	0,42	0,34
α , %	25,4	35,7	44,1

По предложенной методике проведен расчет и анализ параметров шлифования для различных условий обработки (включая многочисленные экспериментальные данные, опубликованные в научно-технической литературе). Установлено, что при микрорезании единичным алмазным зерном, шлифовании алмазными кругами на металлических связках с использованием дополнительной электрической энергии (при правильно выбранном электрическом режиме работы источника технологического тока) доля энергии резания в общем энергетическом балансе шлифования значительна и достигает до 100 %. При обычном алмазном и абразивном шлифовании доля энергии резания незначительна (0 ... 50 %), что свидетельствует о преобладании доли энергии трения обрабатываемого материала со связкой круга. Следовательно, для электроэрозионного шлифования величину α можно принять равной $\alpha = 1$, тогда справедливо соотношение:

$$\frac{K_{ш}}{\sigma} = \frac{K_{ш}^2}{2 \cdot \sigma_{сж}}. \quad (1.112)$$

Данное соотношение может быть положено в основу выбора оптимальных электрических параметров и управления процессом алмазного электроэрозионного шлифования, исключая трение обрабатываемого материала со связкой круга и снижающего силовую и тепловую напряженность процесса.

Результаты исследований реализованы на практике при алмазном электроэрозионном шлифовании распределительных валов двигателей внутреннего сгорания, восстановленных износостойким покрытием ПГ-10Н-01. Установлено, что переход от обычного абразивного шлифования покрытия к алмазному электроэрозионному шлифованию позволяет повысить производительность и качество обработки за счет обеспечения высокой режущей способности алмазного круга на металлической связке и снижения энергоемкости обработки.

1.8. Расчет напряжений, возникающих в зоне резания

Несмотря на большое количество публикаций, посвященных обоснованию физической сути процесса резания и условий уменьшения его силовой и тепловой напряженности [14; 29; 46], эти вопросы полностью не решены и требуют дальнейших исследований. Особо это относится к расчету напряжений, возникающих в зоне резания, и установлению условий стружкообразования, которые определяют силы и температуру резания, энергоемкость обработки и качество обрабатываемых поверхностей. В связи с этим актуально решение задачи определения напряженного состояния зоны резания и на этой основе обоснование путей уменьшения энергоемкости обработки.

Проблема снижения энергоемкости обработки занимает особое место в теории резания материалов [6]. Она неразрывно связана с изучением условий стружкообразования при резании и определением условного угла сдвига обрабатываемого материала β (рис. 1.24). Доказано, что чем больше этот угол, тем меньше энергоемкость обработки и выше эффективность процесса резания: меньше силы и температура резания, выше качество обработки и стойкость режущего инструмента.

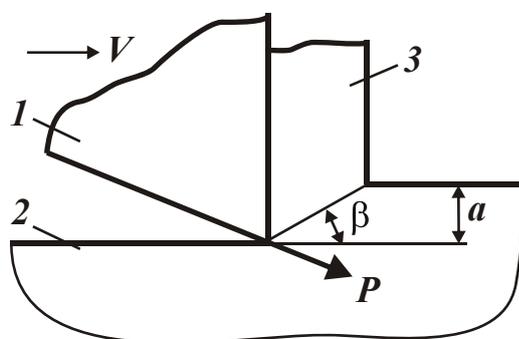


Рис. 1.24. Схема расчета условного угла сдвига обрабатываемого материала β : 1 — резец; 2 — обрабатываемый материал; 3 — образующаяся стружка; a — толщина среза; V — скорость резания

Как показано выше, для определения угла сдвига материала β еще в 1870 году профессор Зворыкиным К. А. [28] предложена аналитическая зависимость (1.32), которая не утратила своей значимости и в настоящее время. Данная зависимость получена из условия действия на вершине резца сосредоточенной силы резания P (рис. 1.24), которая вызывает в плоскости ОА наибольшие касательные напряжения и сдвиг элементарных объемов срезаемого материала, что приводит к процессу стружкообразования. Нетрудно видеть, что данная схема стружкообразования справедлива при обработке относительно хрупких материалов (например, чугунов), когда не образуется длинная сливная стружка, характерная для процесса резания пластичных материалов (сталей, цветных металлов и т.д.). При условии значительного контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента необходимо силу резания рассматривать в виде распределенной нагрузки. Для этого необходимо воспользоваться фундаментальным решением теории упругости [104] для расчета напряжений в определенной точке от действия силы P на границе полуплоскости:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P \cdot \cos \theta}{\pi \cdot r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad \text{где } \sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta} -$$

нормальные компоненты напряжений в радиальном и окружном направлениях, касательная компонента напряжений; r – радиус; θ – угол.

Используя приведенное выше решение, произведен расчет касательных напряжений τ в зоне резания с учетом распределенной нагрузки, действующей на передней поверхности инструмента, предполагая, что радиальная q и тангенциальная F распределенные нагрузки определяют силовое воздействие резца на обрабатываемый материал в процессе резания. В работе [109] получены аналитические зависимости для определения касательного напряжения τ , возникающего в зоне резания от действия распределенных нагрузок q и F . Используя эти зависимости, на рис. 1.25, б,в,г приведены рассчитанные с помощью системы Mathcad 2000 поля напряжений (в виде линий одинаковых значений τ/q), возникающие в зоне стружкообразования при резании, с учетом трения на передней поверхности инструмента для различных значений коэффициента трения на передней поверхности резца $f = F/q$. Для сравнения на рис. 1.25,а показано поле напряжений (в виде линий одинаковых значений τ/q) для случая $f = 0$.

Как видно, в случае $f = 0$ линии одинаковых значений τ/q принимает форму окружностей, исходящих из конечных точек зоны контакта обрабатываемого материала (образующейся стружки) с передней поверхностью резца.

Чем больше диаметр окружности, тем меньше значения τ/q . В пределе, т.е. на бесконечном удалении от зоны контакта обрабатываемого материала с резцом, $\tau/q \rightarrow 0$.

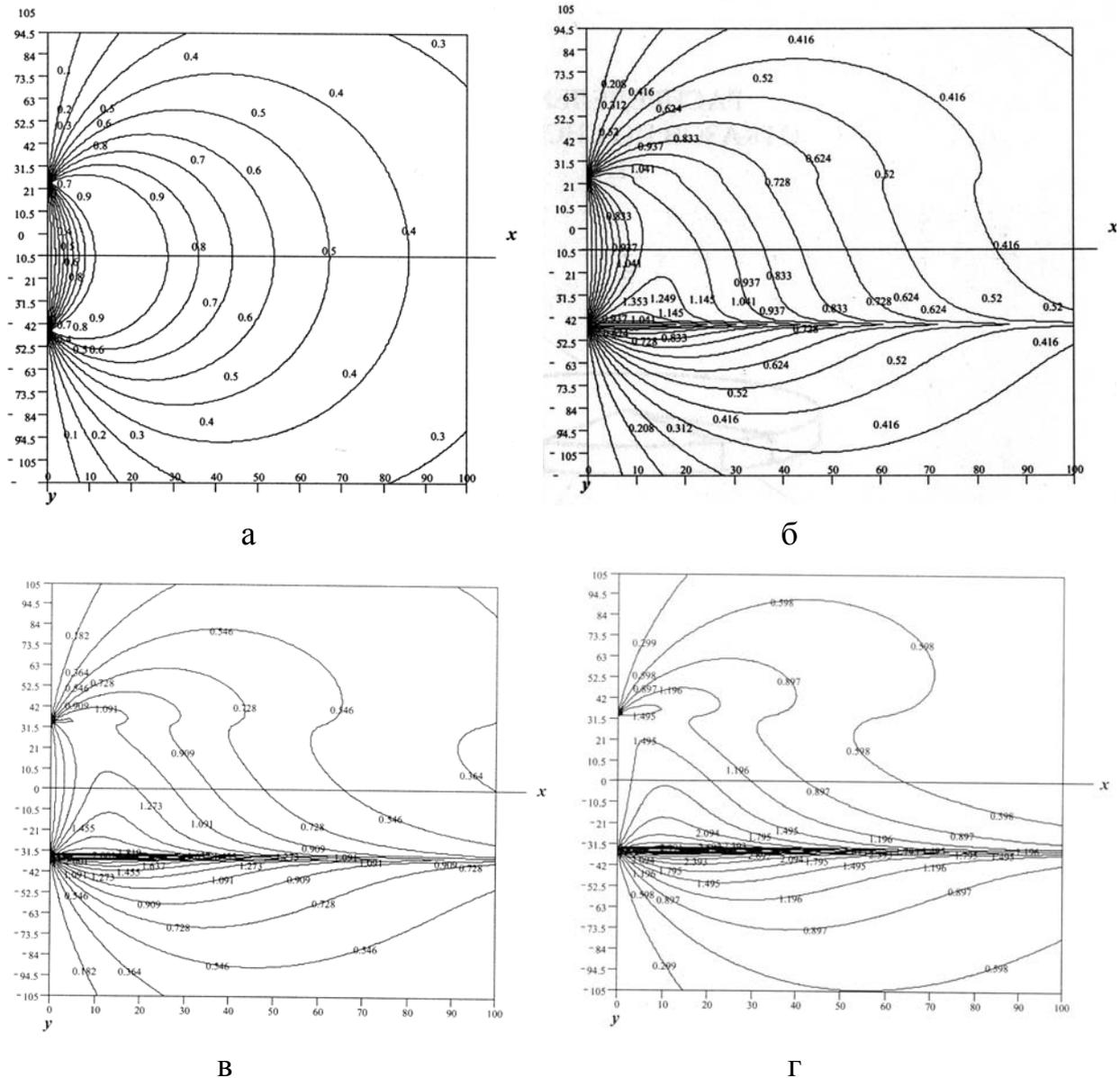


Рис. 1.25. Положения линий одинаковых значений τ/q при $f=0$ (а), $f=0,1$ (б); $f=0,4$ (в); $f=0,6$ (г)

Наибольшие значения τ/q достигаются вдоль окружности с диаметром, равным длине контакта образующей стружки с передней поверхностью резца. Внутри данной окружности (так же как и снаружи) значения τ/q меньше. Это указывает на то, что наиболее вероятно разрушение обрабатываемого материала вдоль данной окружности. Соответственно, условный угол сдвига материала β будет определяться соотношением толщины среза и дли-

ны контакта образующейся стружки с передней поверхностью резца (равной диаметру окружности одинаковых значений τ/q).

С увеличением коэффициента трения на передней поверхности резца $f > 0$ окружности одинаковых значений τ/q трансформируются в более сложные кривые, вытянутые вдоль горизонтальной линии, проходящей через вершину резца. Следовательно, наибольшие касательные напряжения будут возникать в направлении движения инструмента. Поэтому с физической точки зрения сдвиг обрабатываемого материала возможен лишь в данном направлении. В этом случае, очевидно, условный угол сдвига обрабатываемого материала β следует рассматривать равным нулю, что существенно затрудняет процесс стружкообразования. Однако, реально образование стружки будет происходить и в этом случае, но при небольшом угле β и с высокой энергоемкостью обработки. Собственно этим можно объяснить то, что при обработке пластичных материалов (например, меди и латуни), как установлено экспериментально, условный угол сдвига материала β принимает весьма малые значения – на уровне $3^0 - 6^0$. Процесс резания происходит с высокой энергоемкостью, что приводит к увеличению сил и температуры резания, снижению качества обрабатываемых поверхностей.

Исходя из приведенных на рисунках графиков, уменьшить энергоемкость обработки можно при условии достижения максимальных касательных напряжений не в направлении движения инструмента, а под некоторым углом, например, равным положительному переднему углу резца $\gamma > 0$. Это будет соответствовать как бы повороту против часовой стрелки на угол γ приведенных на рисунках графиков. Тогда сдвиг обрабатываемого материала будет происходить вдоль линии, расположенной под углом γ к направлению движения инструмента, а это приведет к увеличению условного угла сдвига материала β и соответственно уменьшению энергоемкости обработки. Очевидно, чем больше передний угол инструмента γ , тем больше будет угол β и меньше энергоемкость обработки.

Следовательно, применяя инструменты с положительным передним углом можно принципиально изменить характер распределения касательных напряжений в зоне резания и обеспечить оптимальные условия для стружкообразования, уменьшить силовую и тепловую напряженность процесса резания, что хорошо согласуется с многолетней практикой обработки металлов резанием. Реальные значения условного угла сдвига материала β в этом случае могут быть как меньше, так и больше положительного переднего угла инструмента

γ . Все будет зависеть от физико-механических свойств обрабатываемого материала и интенсивности трения образующейся стружки с передней поверхностью инструмента. Однако главным фактором, определяющим условный угол сдвига обрабатываемого материала β , будет передний угол инструмента γ , т.к. именно он определяет направление действия максимальных касательных напряжений и соответственно направление разрушения (сдвига) обрабатываемого материала.

Такой же характер распределения касательных напряжений будет возникать и в режущем инструменте в процессе обработки. С учетом трения на передней поверхности инструмента наибольшие касательные напряжения будут достигаться в сечении, удаленном от вершины инструмента на величину, равную длине его контакта со стружкой. В данном сечении наиболее вероятно разрушение инструмента, что согласуется с экспериментальными данными, например, полученными при исследовании процесса создания (обработки) на торцовой поверхности цилиндрической детали кольцевой канавки специальным канавочным резцом из твердого сплава ВК6М. Установлено, что в этом случае инструменты выходят из строя в результате разрушения их режущей части. Причем, длина разрушенной части приблизительно равна длине контакта передней поверхности инструмента с образующейся стружкой, что соответствует полученному выше теоретическому решению и свидетельствует о его достоверности.

Полученные решения дополняют известные теоретические решения о характере протекания процесса стружкообразования при резании и о прочности режущих инструментов. Более глубокое понимание этих вопросов позволит научно обоснованно подойти к выбору оптимальных режимов резания и характеристик инструментов, включая их конструктивные параметры и физико-механические свойства инструментальных материалов, поскольку всевозрастающие требования к качеству и точности механической обработки предполагают изыскания новых технологических возможностей процесса резания.

1.9. Определение напряжений в режущем клине инструмента

Обеспечение высокой прочности и стойкости режущих инструментов является важнейшим условием осуществления эффективного процесса резания. Поэтому решению этих вопросов в научно-технической литературе уделяется большое внимание [29; 46]. Вместе с тем, теоретически данные вопро-

сы изучены недостаточно, что не позволяет выявить истинные технологические возможности процессов резания и режущих инструментов. Поэтому важно провести теоретический анализ и оценить прочность режущих инструментов при резании.

В основу работы положено фундаментальное решение плоского напряженного состояния тела, возникающего от действия на границе полуплоскости сосредоточенной силы P [110]:

$$\sigma_r = -\frac{2P \cdot \cos \theta}{\pi \cdot r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (1.113)$$

где σ_r , σ_θ – нормальные компоненты напряжений в радиальном и окружном направлениях;

$\tau_{r\theta}$ – касательная компонента напряжений;

r – радиус;

θ – угол.

Принимая $r = d \cdot \cos \theta$ (где d – диаметр окружности), напряжение σ_r описывается:

$$\sigma_r = -\frac{2P}{\pi \cdot d}. \quad (1.114)$$

Как видно, напряжение σ_r во всех точках окружности диаметром d одинаково. Чем меньше диаметр d окружности одинаковых напряжений, тем больше напряжение σ_r . Полученное решение можно распространить для формы режущего клина инструмента (рис. 1.26,а), представляя компоненты напряжений в виде [110]:

$$\sigma_r = -\frac{k \cdot P \cdot \cos \theta}{r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (1.115)$$

где постоянная k выбирается из условия равновесия в точке O , т.е.

$$-2 \cdot \int_0^\alpha \sigma_r \cdot r \cdot \cos \theta \cdot d\theta = -P, \quad (1.116)$$

откуда

$$k = \frac{1}{(\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}; \quad (1.117)$$

$$\sigma_r = -\frac{P \cdot \cos \theta}{r \cdot (\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}, \quad (1.118)$$

где 2α – угол раствора клина.

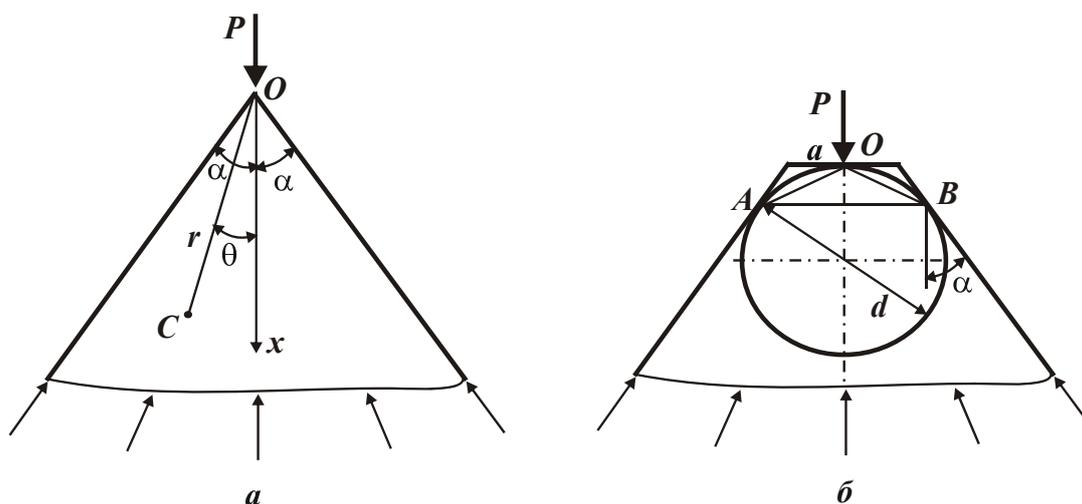


Рис. 1.26. Расчетные схемы напряжений в клине при действии радиальной силы

С уменьшением угла α напряжение σ_r увеличивается. Наибольшее значение σ_r достигается при $\theta=0$.

При действии сосредоточенной силы P перпендикулярно оси клина аналогичным образом определяется напряжение σ_r :

$$\sigma_r = -\frac{P \cdot \cos \theta}{r \cdot (\alpha - 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}. \quad (1.119)$$

Наибольшее значение σ_r достигается при $\theta=\pi/2$, т.е. в направлении оси симметрии клина. При условии $\theta < \pi/2$ в клине возникают сжимающие напряжения, а при условии $\theta > \pi/2$ – растягивающие. Согласно зависимостям (1.117) – (1.119), при условии $r \rightarrow 0$ напряжение $\sigma_r \rightarrow \infty$. Следовательно, разрушению или пластическому деформированию будет подвергаться материал в вершине клина, принимая форму, показанную на рис. 1.26,б [36].

Через точку O проведем окружность одинаковых (предельных) напряжений σ_r , касающуюся граней клина [60; 54; 55; 64; 109]. Наиболее вероятными направлениями разрушения клина следует рассматривать линии AO и OB , а также AB . Диаметр окружности d определяется из условия:

$$\frac{d/2}{\left(\frac{d}{2} + \frac{a}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha}\right)} = \sin \alpha, \quad (1.120)$$

откуда

$$d = \frac{a \cdot \cos \alpha}{(1 - \sin \alpha)}, \quad (1.121)$$

где a – длина верхнего основания клина, м.

Положение линий AO и OB определяется углом β :

$$\beta = 45^\circ - \frac{\alpha}{2}. \quad (1.122)$$

Угол β зависит лишь от угла α . Большшему значению α соответствует меньшее значение β . При условии $\alpha \rightarrow \pi/2$ угол $\beta \rightarrow 0$, т.е. максимальное напряжение σ_r достигается в направлении действия силы P .

Применительно к процессу резания следует рассмотреть случай, когда сила P приложена на некотором удалении a_1 от вершины клина под углом φ (рис. 1.27).

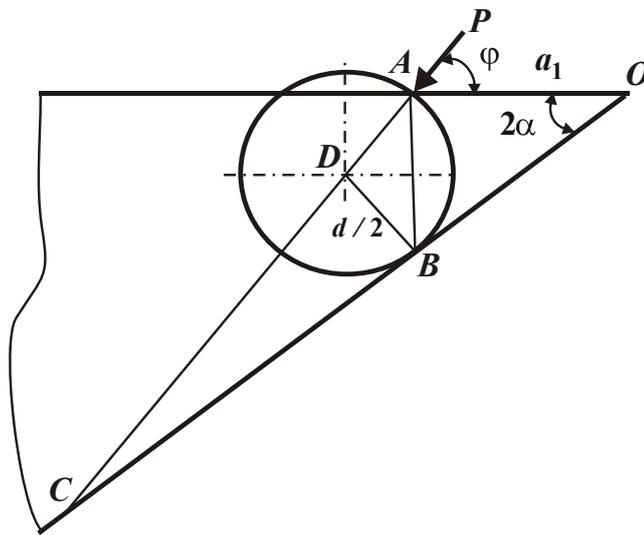


Рис. 1.27. Расчетная схема напряжений в режущем клине инструмента при действии силы P

Проведем окружность одинаковых напряжений через точку A , касательную к нижней грани клина. Разрушение клина произойдет по линии AB . Из косоугольного треугольника AOC определяется диаметр окружности d , используя теорему синусов:

$$\frac{AO}{\sin \angle C} = \frac{AC}{\sin \angle O}, \quad (1.123)$$

откуда

$$AC = AO \cdot \frac{\sin \angle O}{\sin \angle C} = a_1 \cdot \frac{\sin 2\alpha}{\sin(\varphi - 2\alpha)}. \quad (1.124)$$

Из прямоугольного треугольника BCD получено соотношение:

$$\sin \angle C = \frac{BD}{CD} = \frac{BD}{AC - AD}. \quad (1.125)$$

С учетом зависимости (1.124) и условия $AD=BD=d/2$, имеем

$$d = \frac{2 \cdot a_1 \cdot \sin 2\alpha}{[1 + \sin(\varphi - 2\alpha)]}. \quad (1.126)$$

Угол φ может изменяться в пределах $0 \dots 90^0$. С уменьшением угла φ от 90^0 до 0 диаметр окружности d увеличивается. Наименьшее значение d равно при $\varphi=90^0$, т.е.

$$d = 2 \cdot a_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha. \quad (1.127)$$

Наибольшее значение d равно при $\varphi=0$, т.е.

$$d = \frac{2 \cdot a_1}{\left(\frac{1}{\sin 2\alpha} - 1\right)}. \quad (1.128)$$

При условии $2\alpha \rightarrow 90^0$ диаметр окружности $d \rightarrow \infty$, т.е. окружность не сопрягается с нижней гранью клина. В случае $\varphi = 2\alpha$, исходя из зависимости (1.128), диаметр окружности $d = a_1 \cdot \sin 2\alpha$ (при $2\alpha=90^0$ справедливо $d = a_1$). Предельная сила P , согласно зависимости (1.114), определяется диаметром окружности d . Поэтому с уменьшением угла φ от 90^0 до 0 она будет увеличиваться, т.е. чем меньше угол φ , тем большую силу P необходимо приложить для разрушения клина. Поэтому при резании следует уменьшать угол φ , уменьшая тангенциальную составляющую силы резания P_z и увеличивая радиальную составляющую силы резания P_y . Зависимость (1.114), с учетом зависимости (1.128), выразится:

$$P = \frac{\pi \cdot a_1 \cdot \sin 2\alpha \cdot \sigma_r}{[1 + \sin(\varphi - 2\alpha)]}. \quad (1.129)$$

Уменьшить силу P для заданных значений a_1 и σ_r можно также увеличением угла 2α . Применительно к режущему инструменту эффективно использовать $2\alpha > 90^0$ (резание инструментом с отрицательным передним углом). Это реализуется в основном при абразивной обработке.

Силу P можно выразить через составляющие N и $F = N \cdot f$, действующие при резании на передней поверхности инструмента с передним углом γ (где f – коэффициент трения на передней поверхности инструмента, рис. 1.4,б) [110]:

$$P = \sqrt{N^2 + F^2} = N \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \varphi}}, \quad (1.130)$$

где $N = a_1 \cdot HV_{обр}$;

$HV_{обр}$ – твердость по Виккерсу обрабатываемого материала, Н/м².

С учетом известного соотношения для металлических материалов $\sigma_r = \tau_{сдв} \approx 1/6 \cdot HV_{инст}$ (где $HV_{инст}$ – твердость по Виккерсу инструментального материала) и зависимостей (1.129) и (1.130), получено:

$$\frac{HV_{обр}}{HV_{инст}} = \frac{\pi \cdot \sin 2\alpha}{6 \cdot [1 + \sin(\varphi - 2\alpha)] \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \alpha}}} \quad (1.131)$$

или при условии $2\alpha > \varphi$:

$$\frac{HV_{инст}}{HV_{обр}} = \frac{6 \cdot [1 - \sin(2\alpha - \varphi)] \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \alpha}}}{\pi \cdot \sin 2\alpha} \quad (1.132)$$

Для уменьшения соотношения $HV_{инст}/HV_{обр}$ необходимо увеличить $\sin(2\alpha - \varphi)$, что достигается увеличением угла 2α и уменьшением угла φ . Однако, уменьшение угла φ приводит к увеличению подкоренного выражения. Поэтому, основной путь уменьшения данного соотношения – увеличение угла $2\alpha > 90^\circ$.

В условиях абразивной обработки (за счет увеличения угла 2α) соотношение $HV_{инст}/HV_{обр}$ может быть равно или меньше единицы. Это позволяет, например, алмазным кругом эффективно обрабатывать сверхтвердые материалы. При условии $2\alpha = 90^\circ$ зависимость (1.132) выразится:

$$\frac{HV_{инст}}{HV_{обр}} = \frac{6}{\pi} \cdot \text{tg} \frac{\varphi}{2} \quad (1.133)$$

При условии $\varphi < 60^\circ$, имеем

$$\frac{HV_{инст}}{HV_{обр}} = \frac{3}{\pi} \cdot \varphi \quad (1.134)$$

Угол φ связан с коэффициентом трения f на передней поверхности инструмента зависимостью $\varphi = 1/f$, тогда

$$\frac{HV_{инст}}{HV_{обр}} = \frac{3}{\pi \cdot f} \quad (1.135)$$

При условии $f < 1$ соотношение $HV_{инст}/HV_{обр}$ больше единицы. Поэтому уменьшить данное соотношение до значения, близкого к единице, можно применением инструмента с углом $2\alpha > 90^\circ$. Традиционные лезвийные инструменты изготавливаются с углом $2\alpha < 90^\circ$. Тогда при $f = 0,2 \dots 0,5$ соотношение $HV_{инст}/HV_{обр}$ равно 2 ... 5. По практическим рекомендациям это

соотношение равно 3 ... 4, что приблизительно соответствует теоретическому решению.

В работе [2] приведена аналитическая зависимость для определения угла скола β_1 режущей части инструмента от действия составляющих силы резания P_z и P_y (рис. 1.28):

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{(1 + K_{\text{рез}} \cdot \operatorname{tg} \alpha_1)}{(\operatorname{tg} \alpha_1 - K_{\text{рез}})} \pm \sqrt{\frac{(1 - K_{\text{рез}} \cdot \operatorname{tg} \alpha_1)^2}{(\operatorname{tg} \alpha_1 - K_{\text{рез}})^2} + 1}, \quad (1.136)$$

где $K_{\text{рез}} = P_z / P_y$ – коэффициент резания;

$$\alpha_1 = \alpha + \gamma;$$

α , γ – задний и передний углы инструмента.

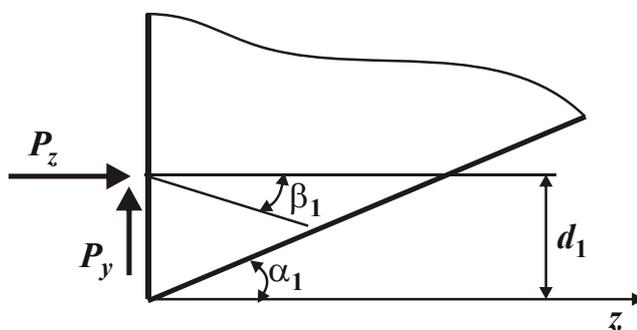


Рис. 1.28. Расчетная схема положения плоскости скола инструмента

Для условия $\alpha = \gamma = 0$ зависимость (1.136) упрощается и после преобразований принимает вид:

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \left(\frac{K_{\text{рез}}}{1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}} \right). \quad (1.137)$$

Для условия $\operatorname{tg} \beta_1 > 0$ в зависимости (1.136) следует принимать знак плюс. С увеличением $K_{\text{рез}}$ угол β_1 асимптотически приближается к значению 45° (рис. 1.29). При больших значениях $K_{\text{рез}}$ тангенциальная составляющая силы резания P_z превышает радиальную составляющую P_y .

В работе [2] приведена аналитическая зависимость для определения касательных напряжений τ в плоскости скола режущей части инструмента:

$$\tau = \frac{P_y \cdot \sin 2\beta_1}{2 \cdot b \cdot d_1} \cdot (K_{\text{рез}} - \operatorname{tg} \beta_1), \quad (1.138)$$

где b – ширина резания, м;

d_1 – расстояние от вершины резца до точки приложения силы резания, м (рис. 1.28).

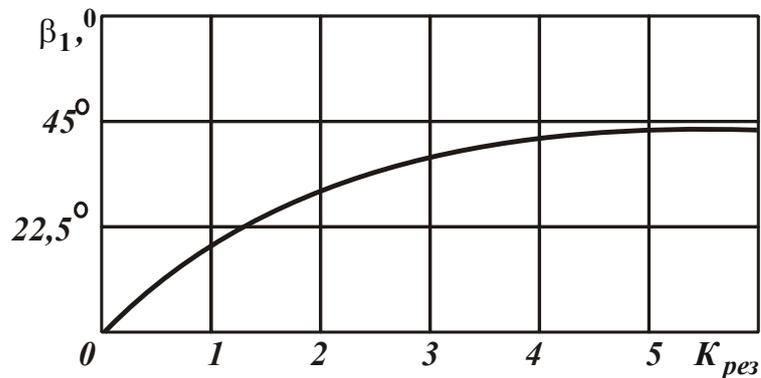


Рис. 1.29. Зависимость угла β_1 от $K_{рез}$

После подстановки в выражение (1.138) функции $\sin 2\beta_1 = \frac{K_{рез}}{\sqrt{1+K_{рез}^2}}$ и некоторых тригонометрических преобразований, получена зависимость:

$$\tau = \frac{P_z}{2 \cdot b \cdot d_1} \cdot \left(\frac{K_{рез}}{1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}} \right). \quad (1.139)$$

Как следует из зависимости (1.139), с увеличением $K_{рез}$ касательное напряжение τ увеличивается, а запас прочности инструмента снижается.

Тангенциальная составляющая силы резания P_z определяется из выражения:

$$P_z = HV_{обр} \cdot b \cdot d_1, \quad (1.140)$$

где $b \cdot d_1$ – площадь пластического контакта передней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, m^2 .

Если приложить сосредоточенные силы P_z и P_y в середину площади пластического контакта, то касательное напряжение τ определится:

$$\tau = HV_{обр} \cdot \left(\frac{K_{рез}}{1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}} \right). \quad (1.141)$$

Чем больше твердость обрабатываемого материала $HV_{обр}$ и коэффициент резания $K_{рез}$, тем больше касательное напряжение τ в инструменте. С учетом известного соотношения $HV_{обр} = 6 \cdot \tau_{сдв.обр}$ и $\tau = \tau_{сдв.инст}$ зависимость (1.141) примет вид:

$$\frac{\tau_{сдв.инст}}{\tau_{сдв.обр}} = \frac{HV_{инст}}{HV_{обр}} = \left(\frac{6 \cdot K_{рез}}{1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}} \right), \quad (1.142)$$

где $\tau_{сдв.обр}$, $\tau_{сдв.инст}$ – соответственно пределы прочности на сдвиг обрабатываемого и инструментального материалов, Н/м².

При возможном изменении коэффициента резания $K_{рез}$ при лезвийной обработке от 1 до 5 отношение $\tau_{сдв.инст}/\tau_{сдв.обр}$ изменяется от 3 до 6.

При возможном изменении коэффициента резания $K_{рез}$ при абразивной обработке от 0,1 до 0,5 соотношение $\tau_{сдв.инст}/\tau_{сдв.обр}$ изменяется от 0,3 до 2. Следовательно, при лезвийной обработке прочность и соответственно твердость инструментального материала должна в несколько раз превышать прочность (твердость) обрабатываемого материала. При абразивной обработке (при определенных условиях, например, $K_{рез}=0,3$) прочности (твердости) инструментального и обрабатываемого материалов могут быть равны.

В связи с этим возникают противоречивые требования: для уменьшения температуры резания, повышения качества обработки и стойкости инструмента рекомендуется увеличивать коэффициент $K_{рез}$, а с позиции прочности инструмента, наоборот, надо уменьшать коэффициент $K_{рез}$.

Следовательно, существует оптимальное значение коэффициента $K_{рез}$, при котором достигается требуемое качество и сохраняется достаточно высокая прочность инструмента.

Выводы

1. Теоретически установлено, что уменьшить силовую напряженность процесса резания без уменьшения производительности обработки можно за счет увеличения отношения толщины среза и радиуса округления режущей кромки инструмента, а уменьшить силовую напряженность процесса резания при одновременном уменьшении погрешностей обработки можно, наоборот, за счет уменьшения этого отношения. Показано, что на операциях предварительной обработки отношение толщины среза и радиуса округления режущей кромки инструмента необходимо увеличивать, а на финишных операциях абразивной обработки (доводки, полирования и др.), наоборот, уменьшать до минимально возможного значения, при котором осуществим процесс резания.

2. В работе получены аналитические зависимости для определения основных параметров силовой напряженности процесса резания: составляющих силы резания, энергоемкости обработки, условного угла сдвига обрабатываемого материала, что позволило определить условия повышения производительности лезвийной и абразивной обработки. Показано, что чем больше условный угол сдвига обрабатываемого материала, тем меньше составляющие силы резания, энергоемкость обработки и соответственно выше производительность обработки. Поэтому при лезвийной обработке можно достичь значительно большей производительности, чем при абразивной обработке в связи с меньшей энергоемкостью обработки. Теоретически установлено, что основным путем снижения силовой напряженности процесса резания и повышения производительности обработки является улучшение условий стружкообразования за счет уменьшения радиальной составляющей силы резания, используя различные способы дробления стружки, снижая коэффициент трения обрабатываемого и инструментального материалов, изменяя угол схода стружки с передней поверхности резца и т.д.

3. Проведено сравнение энергоемкости процессов механической и физико-технической обработки. Показано, что процессы резания материалов более энергоемкие по сравнению с процессами, основанными на пластическом деформировании металлов. Установлено, что при механической обработке, за исключением абразивной обработки, энергоемкость меньше, чем при обработке с использованием тепловых методов. Это связано с тем, что при механической обработке разрушение снимаемого припуска происходит отдельными частями (элементами стружки), тогда как при использовании тепловых методов обработки происходит перевод всего объема снимаемого металла из твердого состояния в жидкое, а это, естественно, требует больших затрат энергии. Однако, при тепловом разрушении металлов производительность может быть больше, так как при механической обработке существуют значительные ограничения по прочности и стойкости режущего инструмента. Исходя из этого, определены условия повышения производительности при электроконтактной и электрохимической обработках.

4. Показано, что отношение тангенциальной и радиальной составляющих силы резания определяется разностью условного угла трения инструментального и обрабатываемого материалов и переднего угла инструмента, может изменяться в широких пределах ($0 \dots \infty$). Это предопределяет значительные возможности процесса резания с точки зрения уменьшения его силовой напряженности и увеличения производительности обработки в связи с

уменьшением разности условного угла трения инструментального и обрабатываемого материалов и переднего угла инструмента. Установлено, что при лезвийной обработке эта разность углов и, соответственно, энергоемкость обработки меньше, чем при абразивной обработке. Уменьшить эту разность углов при абразивной обработке можно за счет увеличения отношения толщины среза и радиуса округления режущей кромки зерна путем применения алмазного электроэрозионного шлифования и других прогрессивных методов алмазной обработки.

5. Произведена оценка энергетического баланса работ при прерывистом шлифовании, затрачиваемых на резание и трение. Показано, что прерывистый круг работает в режиме самозатачивания и имеет более острые режущие кромки, чем сплошной круг. При этом процесс прерывистого шлифования происходит с большими толщинами срезов, что обеспечивает более высокую производительность обработки, которая с течением времени обработки остается практически постоянной, тогда как при обычном шлифовании она непрерывно уменьшается в связи со снижением режущей способности сплошного круга. Это обусловлено уменьшением доли энергии трения и увеличением доли энергии трения в общем энергетическом балансе прерывистого шлифования.

6. Произведена оценка энергетического баланса процесса резания лезвийным инструментом и на ее основе определены условия уменьшения энергоемкости обработки, состоящие главным образом в уменьшении интенсивности трения режущего инструмента с обрабатываемым материалом, так как основная часть энергии резания затрачивается на преодоление сил трения сходящей стружки по передней поверхности инструмента. Установлено, что наименьшая энергоемкость обработки достигается при резании с постоянной толщиной среза. При резании с неравномерной толщиной среза (встречное и попутное фрезерование и шлифование и т.д.) энергоемкость обработки больше. Этим объясняется наибольшее применение кинематической схемы резания с постоянной толщиной среза, которая обеспечивает наименьшие нагрузки на инструмент и меньший его износ, снижение сил и температуры резания, повышение качества обработки.

7. В работе теоретически и экспериментально обоснованы условия эффективного применения алмазного электроэрозионного шлифования для обработки деталей с покрытиями высокой твердости (HRC 60 и выше), что имеет важное практическое значение. Произведена оценка доли энергии резания и доли энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом в общем

энергетическом балансе процесса алмазного электроэрозионного шлифования покрытия и твердого сплава. Показано, что при шлифовании покрытия преобладает доля энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом. При этом доля энергии резания при шлифовании покрытия значительно меньше, чем при шлифовании твердого сплава. Это свидетельствует о том, что при шлифовании покрытия твердостью HRC 60 алмазный круг на металлической связке все же подвергается засаливанию. Поэтому для поддержания его высокой режущей способности при шлифовании необходимо значительно интенсифицировать электроэрозионное воздействие на его рабочую поверхность, обеспечивая термическое разрушение образующихся длинных сливных стружек и исключая их контакт с металлической связкой алмазного круга.

8. Предложена новая расчетная схема для определения полей напряжений в зоне стружкообразования при резании материалов с учетом действия на передней поверхности инструмента радиальной и тангенциальной распределенных нагрузок. Это позволило уточнить известные решения об определении условного угла сдвига материала и условиях стружкообразования и обосновать основные пути уменьшения энергоемкости механической обработки. Также научно обоснованы закономерности формирования напряжений в режущей части инструмента и определены условия их уменьшения.

9. Произведен расчет механических напряжений в режущем клине инструмента и произведена оценка его запаса прочности при резании. Установлено, что при лезвийной обработке прочность и соответственно твердость инструментального материала должна в несколько раз превышать прочность (твердость) обрабатываемого материала. При абразивной обработке прочности (твердости) инструментального и обрабатываемого материалов могут быть равны. Теоретически доказано, что существует оптимальное значение отношения тангенциальной и радиальной составляющих силы резания, при котором достигается требуемое качество и сохраняется достаточно высокая прочность инструмента.

Раздел 2

Закономерности формирования упругих перемещений в технологической системе и их взаимосвязь с параметрами точности и производительностью механической обработки

2.1. Расчет и анализ упругих перемещений в технологической системе при абразивной обработке

Наличие упругих перемещений при механической обработке кардинальным образом изменяет физическую сущность процесса и приводит к снижению производительности и точности обработки. По сути, вся история развития теории и практики финишной механической обработки связана с решением проблемы управления упругими перемещениями для обеспечения высоких показателей точности и производительности обработки.

Сложность решения проблемы состоит в том, что необходимо соединить механику деформирования элементов технологической системы с механикой процесса резания абразивными и лезвийными инструментами и на этой основе провести оптимизационные расчеты для разработки оптимальных схем и условий обработки [45; 47; 50; 56 – 58].

В настоящее время проблема в полной мере не решена, так как отсутствуют общие математические решения. Имеющиеся частные решения получены в большинстве случаев опытным путем, а также с использованием эмпирических зависимостей.

Представляет интерес теоретический подход к решению задач точности и производительности в технологии машиностроения, учитывающий упругие перемещения в технологической системе [62]. Суть полученных решений сводится к тому, что при наличии упругих перемещений существует неустановившийся (переходной) процесс обработки, который по длительности соизмерим с продолжительностью обработки конкретной детали на станке. Поэтому предложены пути устранения переходного процесса, а также пути его рационального использования для повышения производительности и точности обработки.

Используя основные положения данного подхода, появляется возможность решения задачи обоснования и выбора наиболее эффективных способов

финишной механической обработки высокоточных деталей.

Первоначально целесообразно рассмотреть процесс микрорезания единичным зерном. С учетом упругого перемещения зерна y (под действием силы резания P_{y1}) уравнение равновесия возникающих сил примет вид:

$$c \cdot y = HV \cdot 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot (t - y)^2, \quad (2.1)$$

где c – приведенная жесткость системы "зерно – связка круга", Н/м;
 HV – твердость обрабатываемого материала, Н/мм²;
 t – номинальная (заданная) глубина резания, мм;
 γ – половина угла при вершине зерна.

Разрешая уравнение (2.1) относительно величины упругого перемещения y , имеем:

$$y^2 - (2t + A) \cdot y + t^2 = 0, \quad (2.2)$$

где $A = \frac{c}{0,5 \cdot \pi \cdot HV \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma}$.

Решение квадратного уравнения (2.2):

$$y = t + \frac{A}{2} \pm \sqrt{A \cdot \left(t + \frac{A}{4}\right)}. \quad (2.3)$$

Если принять знак "+", то справедливо условие $y > t$, что лишено физического смысла. Поэтому следует принять знак "-", в результате получено следующее решение:

$$y = t + \frac{A}{2} - \sqrt{A \cdot \left(t + \frac{A}{4}\right)}. \quad (2.4)$$

Для упрощения полученной зависимости следует умножить и разделить ее на сопряженную величину $t + \frac{A}{2} + \sqrt{A \cdot \left(t + \frac{A}{4}\right)}$:

$$y = \frac{t^2}{\left(t + \frac{A}{2}\right) + \sqrt{A \cdot \left(t + \frac{A}{4}\right)}}, \quad (2.5)$$

Из зависимости (2.5) следует, что с увеличением номинальной глубины резания t упругое перемещение y увеличивается. При условии $c = 0$ или $HV \rightarrow \infty$ ($A = 0$) имеем $y = t$, т.е. процесс микрорезания отсутствует.

Расчетами установлено, что при $c = 10^4$ Н/мм, $HV = 5 \cdot 10^3$ Н/мм² величина $A = 2$ мм. Глубина резания единичным зерном может принимать значение $t = 0,01$ мм, что значительно меньше $A = 2$ мм, т.е. $t \ll A$. Тогда справедливо

условие $y < t$, что свидетельствует о достоверности полученного решения. С учетом условия $t \ll A$ зависимость (2.5) упростится и примет вид:

$$y = \frac{t^2}{A} = 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \frac{HV}{c} \cdot t^2. \quad (2.6)$$

Величина упругого перемещения y тем больше, чем больше параметры t , HV , γ и меньше c .

Фактическая глубина резания t_ϕ равна

$$t_\phi = (t - y) = t \cdot \left(1 - \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \frac{0,5 \cdot \pi \cdot HV}{c} \cdot t\right). \quad (2.7)$$

Условие $t_\phi = 0$ выполняется при условии

$$\operatorname{tg} \gamma = \sqrt{\frac{c}{0,5 \cdot \pi \cdot HV \cdot t}}. \quad (2.8)$$

Как видно, чем больше t , HV и меньше c тем меньше $\operatorname{tg} \gamma$, при котором резание отсутствует.

Если в контакте с обрабатываемым материалом находится не одно, а n зерен, то уравнение (2.1) примет вид:

$$c \cdot y = HV \cdot n \cdot 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot (t - y)^2. \quad (2.9)$$

Соответственно параметры y и t_ϕ с учетом условия $y < t$ опишутся:

$$y = 0,5 \cdot \pi \cdot n \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \frac{HV}{c} \cdot t^2; \quad (2.10)$$

$$t_\phi = t \cdot \left(1 - \frac{0,5 \cdot \pi \cdot n \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{c} \cdot t\right). \quad (2.11)$$

Чем больше n , тем больше y и меньше t_ϕ . Уменьшить величину упругого перемещения y (повысить точность обработки) можно уменьшением числа зерен в контакте с обрабатываемым материалом k , глубины резания t (толщины единичного среза H_{max}) и приведенной жесткости технологической системы c (учитывающей как жесткость системы "зерно – связка круга", так и жесткость элементов технологической системы).

При шлифовании прямолинейного образца, движущегося с постоянной скоростью $V'_{дет}$ по нормали к рабочей поверхности круга, вращающегося со скоростью $V_{кр}$ (рис. 2.1), количество одновременно работающих зерен

$$n = k \cdot B \cdot L \cdot \frac{H_{max}}{b}, \quad (2.12)$$

где $B \cdot L$ – площадь поперечного сечения образца, м²;

H_{max} – максимальная толщина среза, м;

k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²;

b – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга, м.

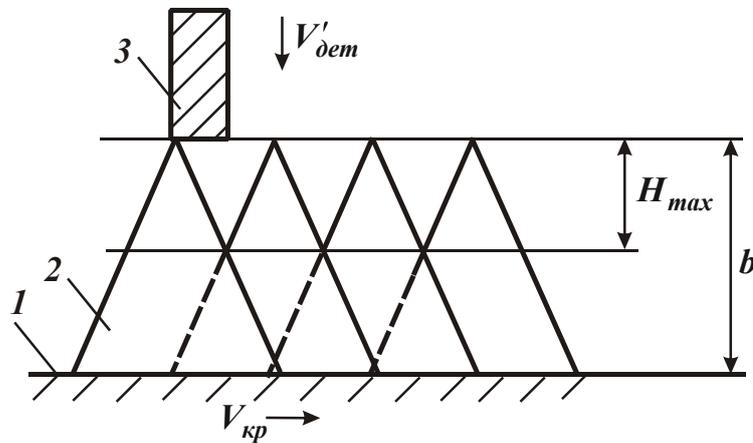


Рис. 2.1. Расчетная схема процесса шлифования: 1 – уровень связки круга; 2 – режущее зерно; 3 – обрабатываемый образец

Параметры k и b определяются известными зависимостями [1]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}; \quad (2.13)$$

$$b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon), \quad (2.14)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен в круге;

$(1 - \varepsilon)$ – безразмерный коэффициент, учитывающий степень выступания вершин зерен над уровнем связки круга.

Рассматривая в зависимости (2.10) вместо номинальной глубины резания t максимальную толщину среза H_{max} , равную максимальной высоте микронеровностей на обработанной поверхности R_{max} [70]:

$$R_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}}, \quad (2.15)$$

и подставляя зависимость (2.15) в зависимость (2.10), имеем:

$$y = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot Q \cdot HV}{4 \cdot V_{кр} \cdot c}, \quad (2.16)$$

где $Q = B \cdot L \cdot V'_{дет}$ – производительность обработки, м³/с;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Исходя из зависимости (1.119), величина упругого перемещения y зависит от производительности обработки Q и скорости круга $V_{кр}$ и не зависит от объемной концентрации зерен в круге m и зернистости круга \bar{X} . Уменьшить величину y можно уменьшением параметров Q , γ и увеличением $V_{кр}$, c .

При плоском шлифовании периферией круга (рис. 1.3,б) количество одновременно работающих зерен n равно:

$$n = k \cdot B \cdot l_0 \cdot \frac{H_{max}}{b}, \quad (2.17)$$

где $l_0 = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – длина дуги контакта круга с обрабатываемой деталью, м;

$R_{кр}$ – радиус круга, м;

t – глубина шлифования, м.

С учетом соотношений $V'_{дем} = V_{дем} \cdot \sqrt{2t / R_{кр}}$ и $L = l_0$ зависимость (2.16) примет вид:

$$y = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot Q \cdot HV}{2 \cdot V_{кр} \cdot c}, \quad (2.18)$$

где $Q = B \cdot t \cdot V_{дем}$ – производительность обработки, м³/с;

$V_{дем}$ – скорость детали, м/с.

В итоге получена зависимость (2.18), отличающаяся от зависимости (2.16) лишь числовым коэффициентом. Это указывает на то, что структура зависимостей (2.16) и (2.18) является общей для различных кинематических схем шлифования. Используя ее, можно научно обоснованно подходить к выбору оптимальных условий шлифования с точки зрения обеспечения заданной величины упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, и соответственно точности размера обрабатываемой поверхности.

2.2. Упрощенный расчет и анализ упругих перемещений в технологической системе при механической обработке

При решении задачи определения величины упругого перемещения в технологической системе при точении цилиндрической детали можно его рассматривать (с некоторыми допущениями) в радиальном направлении y (рис. 2.2 [112]). Тогда уравнение равновесия от действия двух сил – радиальной составляющей силы резания P_y и упруго-восстанавливающей силы $c \cdot y$, имеет вид:

$$c \cdot y = P_y, \quad (2.19)$$

где c – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;

$$P_y = \frac{P_z}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot (a - y)}{K_{рез}}; \quad (2.20)$$

P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$K_{рез}$ – коэффициент резания;

a , b – соответственно толщина и ширина среза, м.

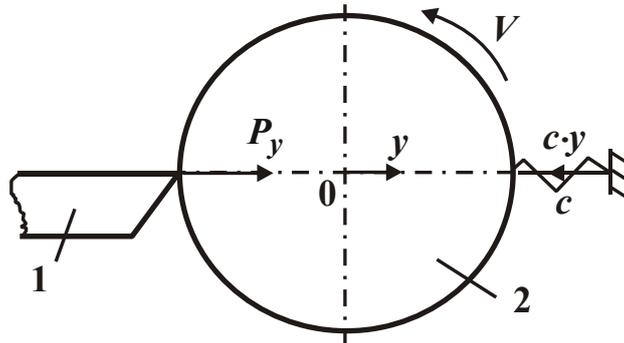


Рис. 2.2. Расчетная схема процесса точения 1 – резец; 2 – деталь

Преобразуя уравнение (2.19) и разрешая его относительно величины y , получено:

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot b}\right)} = \frac{a}{(1 + A_1)}. \quad (2.21)$$

Из зависимости (2.21) следует линейная связь между величиной упругого перемещения y и толщиной среза a . Коэффициент $1/(1 + A_1)$, по сути, является передаточной функцией между параметрами y и a (табл. 2.1, рис. 2.3). По абсолютной величине он всегда меньше единицы, т.е. выполняется условие $y < a$. Уменьшить величину упругого перемещения y можно увеличением параметра A_1 за счет увеличения жесткости технологической системы c , соотношения $K_{рез} / \sigma$ и уменьшения ширины среза b .

Таблица 2.1

Расчетные значения коэффициента $1/(1 + A_1)$

A_1	0	1	2	3	4	5	6	7
$1/(1 + A_1)$	1	0,5	0,33	0,23	0,2	0,17	0,14	0,125

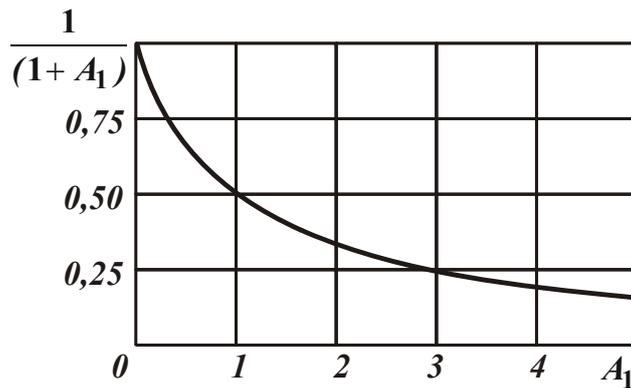


Рис. 2.3. Зависимость коэффициента $1/(1+A_1)$ от A_1

Однако уменьшение ширины среза b связано с уменьшением производительности, что не эффективно. Увеличение жесткости технологической системы c также ограничено. Следовательно, основным условием уменьшения величины упругого перемещения y (повышения точности обработки) является увеличение соотношения $K_{рез}/\sigma$, которое зависит от режущей способности инструмента. Чем острее инструмент и меньше интенсивность его трения с обрабатываемым материалом, тем больше отношение $K_{рез}/\sigma$ и эффективнее процесс обработки. Однако, выполняя эти условия, нельзя полностью исключить упругие перемещения, т.е. выполнить условие $y = 0$.

Исходя из уравнения (2.19), полностью исключить упругие перемещения ($y = 0$) при резании можно, если уравновесить силу P_y дополнительной силой $P'_y = P_y$. Тогда уравнение (2.19) примет вид: $c \cdot y = P_y - P'_y$. Откуда $y = 0$. Вместе с тем, реализовать данное условие на практике достаточно сложно.

Из зависимости (2.20) следует, что величина $(a - y)$, равная фактической толщине среза, за счет возникновения в технологической системе упругого перемещения y всегда меньше номинальной (заданной) толщины среза a . Это приводит к снижению производительности обработки. Для анализа путей увеличения фактической производительности обработки уравнение (2.19) с учетом зависимости (2.20) следует представить в виде:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot y \quad (2.22)$$

Если приложить к детали дополнительную силу, равную $\frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot y$ и направленную в сторону действия радиальной составляющей силы резания P_y , то уравнение (2.22) выразится:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot y \quad (2.23)$$

или

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot a \quad (2.24)$$

В этом случае фактическая толщина среза равна номинальной толщине среза a , соответственно фактическая и номинальная производительности обработки равны.

Если приложить к детали дополнительную силу $\frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot y_0$ (где y_0 отличается от значения y), то уравнение (2.22) примет вид:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot y_0 \quad (2.25)$$

или

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \epsilon}{K_{рез}} \cdot (a - y + y_0) \quad (2.26)$$

При условии $y = y_0$ получено прежнее решение, вытекающее из уравнения (2.24).

При условии $y_0 > y$ фактическая толщина среза, равная $(a - y + y_0)$, больше номинальной толщины среза a .

При условии $y_0 < y$, наоборот, фактическая толщина среза меньше номинальной толщины среза a . Однако, в этом случае фактическая толщина среза больше, чем в случае $y_0 = 0$. Таким образом, создавая в технологической системе в начальный момент обработки определенный натяг, можно существенно повысить производительность обработки. На практике данное условие реализовано, например, в круглошлифовальных станках, за счет создания ускоренного врезания круга в обрабатываемую деталь с целью создания начального натяга в технологической системе.

Величина упругого перемещения y , исходя из зависимости (2.26), выразится:

$$y = \frac{(a + y_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot \epsilon}\right)} \quad (2.27)$$

Как видно, величина y тем больше, чем больше y_0 . Увеличение производительности обработки (за счет увеличения y_0) сопровождается увеличением величины y (ухудшением точности обработки). Следовательно, полученное решение (2.26) направлено на повышение производительности обработки и может быть использовано на операциях предварительной обработки, когда не требуется обеспечивать высокую точность. На финишных операциях, где окончательно формируется точность обработки, необходимо использовать другие технические решения. Для их обоснования предположим, что в начальный момент обработки в технологической системе в радиальном направлении создан натяг, равный по величине снимаемому припуску Π , и обработка производится без радиальной подачи, т.е. реализуется процесс выхаживания.

С учетом зависимости (2.20) уравнение (2.19) принимает вид:

$$c \cdot (\Pi - \Delta) = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q}{V}, \quad (2.28)$$

где $Q = S \cdot V$ – производительность обработки, м³;

V – скорость резания, м/с;

Δ – линейный съем материала, м.

При радиальном точении цилиндрической детали с учетом средней производительности обработки Q величина Δ выразится:

$$\Delta = \frac{g}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} = \frac{Q \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v}, \quad (2.29)$$

где g – объем снятого материала за время τ , м³;

$D_{дет}$ – диаметр детали, м;

v – ширина резания, м.

Разрешая уравнение (2.28) относительно производительности обработки Q , с учетом зависимости (2.29) получено:

$$Q = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \right)}. \quad (2.30)$$

С течением времени обработки τ производительность обработки Q непрерывно уменьшается. Наибольшее влияние на Q оказывает величина снимаемого припуска Π , увеличить ее можно также уменьшением отношения $\sigma / K_{рез}$ и увеличением параметров c , v , V , $D_{дет}$.

Исходя из уравнения (2.28), с учетом зависимости (2.30) величина упругого перемещения $y = \Pi - \Delta$ выражается:

$$y = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \nu} \cdot \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma}\right)} = \frac{\Pi}{(1 + A_2)}, \quad (2.31)$$

где $A_2 = \left(1 + \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \nu} \cdot \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma}\right)$.

Аналогично производительности обработки Q , величина упругого перемещения y с течением времени обработки τ (соответственно с увеличением коэффициента A_2 , рис. 2.4) уменьшается, что соответствует повышению точности обработки. Чем больше снимаемый припуск, тем продолжительнее процесс достижения заданной точности обработки, определяемой величиной упругого перемещения y . Уменьшить ее, исходя из зависимости (2.31), можно увеличением параметров c , V , отношения $K_{рез} / \sigma$ и уменьшением ширины среза ν .

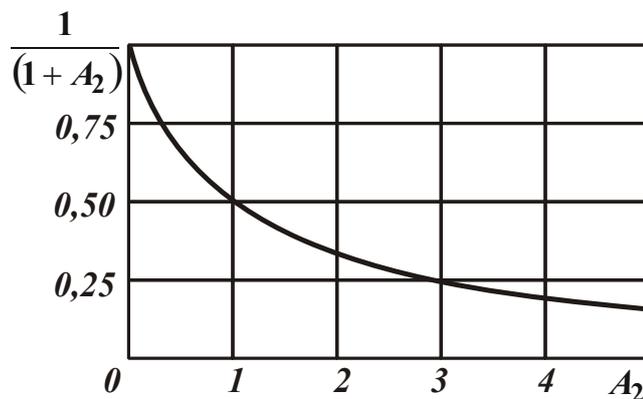


Рис. 2.4. Зависимость коэффициента $1/(1 + A_2)$ от A_2

Полученное решение согласуется с аналогичными решениями [56; 57], в которых уравнения типа (2.28) решаются с учетом дифференцирования: $Q = d\vartheta/d\tau$, т.е. дифференциального уравнения первого порядка. В данном случае решение получено на основе приближенной зависимости $Q = \vartheta/\tau$, что, несомненно, упрощает решение уравнения, не изменяя его физической сути.

В приведенные выше зависимости входит важнейший показатель процесса резания – отношение $\sigma / K_{рез}$, от которого во многом зависят параметры Q и y . Отношение $\sigma / K_{рез}$ определяет физику процесса резания и зави-

сит от геометрии режущей части инструмента, интенсивности трения инструмента с обрабатываемым инструментом (включая трение обрабатываемого материала со связкой алмазно-абразивного инструмента), степени затупления режущей кромки инструмента и т.д. Поэтому, для установления окончательных решений необходимо знать функциональные связи отношения $\sigma / K_{рез}$ с указанными выше параметрами.

Зависимости (2.30) и (2.31) могут быть использованы для анализа процесса шлифования. В этом случае скорость резания V необходимо рассматривать как скорость шлифовального круга $V_{кр}$, а параметр $v = B$, как ширину шлифования.

Таким образом, получены общие зависимости, позволяющие научно обоснованно подойти к анализу и управлению упругими перемещениями при механической обработке ответственных деталей.

2.3. Математическая модель формирования упругих перемещений в технологической системе при механической обработке

Под действием силы резания в технологической системе возникают упругие перемещения, которые приводят к снижению производительности, точности и качества обработки. В особой мере это проявляется при обработке деталей с нежестким креплением или нежестких деталей, которые деформируются при механической обработке. Поэтому необходимо разработать математическую модель формирования упругих перемещений при механической обработке для определения условий повышения производительности, точности и качества обработки на основе работ [62; 56; 102; 109; 110].

Для анализа закономерностей изменения упругих перемещений рассмотрено схему деформирования технологической системы под действием лишь радиальной составляющей силы резания P_y , т.е. в радиальном направлении. Величина упругого перемещения y в общем виде аналитически описывается зависимостью $y = P_y / c$, где c – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м; $P_y = \sigma \cdot S / K_{рез}$; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{рез}$ – коэффициент резания, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания; $S = Q / V$ – площадь поперечного сечения среза, м² (при продольном точе-

нии); $Q = S_0 \cdot V \cdot t$ – производительность обработки, м³/с; V – скорость резания (скорость детали), м/с; S_0 – продольная подача на один оборот детали, м; t – фактическая глубина резания, м. Параметр S_0 определяется из отношения:

$$\tau_{\text{оборот}} = \frac{S_0}{S_{\text{пр}}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V}, \quad (2.32)$$

где $\tau_{\text{оборот}}$ – время одного оборота детали, с;

$S_{\text{пр}}$ – скорость продольной подачи, м/с;

$D_{\text{дет}}$ – диаметр обрабатываемой детали, м.

Тогда справедливы следующие зависимости: $S_0 = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{пр}} / V$;
 $P_y = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{пр}} \cdot t \cdot \sigma / (K_{\text{рез}} \cdot V)$.

При резании по жесткой схеме (с заданной номинальной глубиной резания t_n) величина упругого перемещения y определяется разностью суммарной поперечной подачи $n \cdot t_n$ и фактического линейного съема металла $\int t \cdot dn$ за n продольных ходов стола станка, т.е. $y = n \cdot t_n - \int t \cdot dn$. После несложных преобразований получено интегральное уравнение относительно переменной t , зависящей от n :

$$n \cdot t_n - \int t \cdot dn = Z \cdot t, \quad (2.33)$$

где $Z = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{пр}}}{V}$.

В первом приближении параметры σ и $K_{\text{рез}}$ следует рассматривать постоянными, не зависящими от n . Для упрощения решения необходимо продифференцировать обе части уравнения (2.33) по переменной n . В результате получено:

$$t' + \frac{1}{Z} \cdot t = \frac{1}{Z} \cdot t_n. \quad (2.34)$$

Общее решение данного класса дифференциальных уравнений первого порядка имеет вид:

$$t = \left[\int dn \cdot \frac{t_n}{Z} \cdot e^{\int \frac{dn}{Z}} + C_1 \right] \cdot e^{-\int \frac{dn}{Z}} = t_n + C_1 \cdot e^{-\frac{n}{Z}}, \quad (2.35)$$

где C_1 – постоянная интегрирования, определяется из начального условия: $t = 0$ при $n = 0$, тогда $C_1 = -t_n$.

Окончательно зависимость (2.35) описывается:

$$t = t_H \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{Z}} \right). \quad (2.36)$$

Общий вид зависимости t от n показан на рис. 2.5. С увеличением числа проходов n фактическая глубина резания t увеличивается, асимптотически приближаясь к значению t_H .

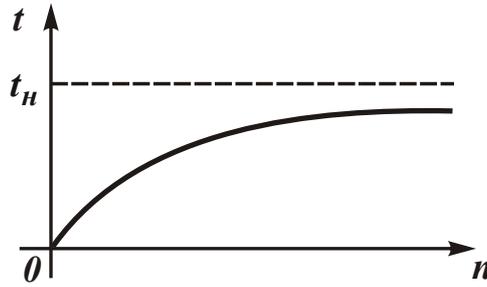


Рис. 2.5. Зависимость t от n

По данному закону изменяются радиальная составляющая силы резания P_y , величина упругого перемещения y и производительность обработки Q . Следовательно, при многопроходном резании вследствие возникновения упругих перемещений в технологической системе имеет место неустановившийся процесс, который приводит к уменьшению производительности обработки. Установленная закономерность в большей мере проявляется при абразивной обработке (в особенности, при шлифовании), когда резание осуществляется с небольшими глубинами резания по схеме многопроходного шлифования. Данное решение получено при нулевом начальном условии фактической глубины резания t_0 и величине упругого перемещения y_0 .

При условии условиях $y_0 = 0$ и $n = 0$, т.е.

$$y = y_0 = Z \cdot t = Z \cdot \left(t_H + C_1 \cdot e^{-\frac{n}{Z}} \right), \quad (2.37)$$

постоянная $C_1 = \frac{y_0}{Z} - t_H$.

Тогда параметры t и y опишутся:

$$t = t_H \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{Z}} \right) + \frac{y_0}{Z} \cdot e^{-\frac{n}{Z}}; \quad (2.38)$$

$$y = Z \cdot t_n \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{Z}} \right) + y_0 \cdot e^{-\frac{n}{Z}}. \quad (2.39)$$

Зависимость (2.38) отличается от аналогичной зависимости (2.35) наличием второго слагаемого. Как видно, с увеличением количества проходов n первое слагаемое увеличивается, а второе уменьшается. Поэтому характер изменения глубины резания t от количества проходов n зависит от того, какое слагаемое в зависимости (2.39) доминирует.

В общем случае второе слагаемое приводит к увеличению фактической глубины резания t и величины упругого перемещения y в начальный момент обработки. Следовательно, создание в начальный момент обработки натяга y_0 в технологической системе способствует увеличению глубины резания t и производительности обработки. Например, при условии $y_0 = Z \cdot t_n$ зависимость $t - n$ принимает вид прямой линии (рис. 2.6), т.е. $t = t_n = const$. При условии $y_0 > Z \cdot t_n$ фактическая глубина резания t в начальный момент обработки больше номинального значения t_n , что определяет превышение фактической производительностью обработки своего номинального значения, соответствующего установленной номинальной глубине резания t_n .

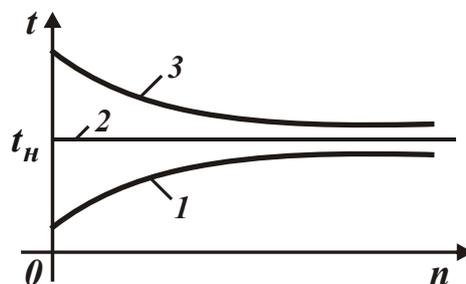


Рис. 2.6. Зависимость фактической глубины резания t от количества проходов n : 1 - $y_0 < Z \cdot t_n$; 2 - $y_0 = Z \cdot t_n$; 3 - $y_0 > Z \cdot t_n$

Величина упругого перемещения y , описываемого зависимостью (2.36), изменяется аналогично фактической глубине резания t , т.е. первое слагаемое в зависимости (2.39) увеличивается с увеличением количества проходов n , а второе, наоборот, уменьшается.

Следовательно, уменьшить величину упругого перемещения y (что соответствует повышению точности обработки) можно исключением из зависимости (2.39) первого слагаемого, обусловленного осуществлением процесса резания по жесткой схеме. Обработка должна производиться по схеме с фикс-

сированным начальным радиальным перемещением y_0 без поперечной подачи, т.е. $t_n = 0$. По сути, данная схема определяет применяемую на практике схему выхаживания при абразивной обработке (например, с отключенной поперечной подачей при шлифовании).

К данному решению можно прийти другим путем, как это показано в работе [8]. Для этого величину упругого перемещения y при продольном точении следует представить в виде:

$$y = n \cdot t_n - \frac{\mathcal{G}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}, \quad (2.40)$$

где \mathcal{G} – объем снятого металла с обрабатываемой цилиндрической детали диаметром $D_{дет}$ и длиной $l_{дет}$, м³.

Производительность обработки Q можно представить производной от объема снятого материала \mathcal{G} по времени обработки τ , т.е. $Q = d\mathcal{G}/d\tau$. Число проходов n связано с временем обработки τ отношением: $n = \tau/\tau_0$, где $\tau_0 = l_{дет}/S_{пр}$ – время двойного продольного прохода (прямого и обратного хода резца); $S_{пр}$ – скорость продольной подачи, м/с. После несложных преобразований получено дифференциальное уравнение относительно неизвестной функции $\mathcal{G}(\tau)$:

$$\frac{d\mathcal{G}}{d\tau} + \frac{V}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}} \cdot \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma} \cdot \mathcal{G} = \frac{t_n \cdot V}{\tau_0} \cdot \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma} \cdot \tau, \quad (2.41)$$

или

$$\frac{d\mathcal{G}}{d\tau} + M \cdot \mathcal{G} = N \cdot \tau, \quad (2.42)$$

где $M = \frac{V}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}} \cdot \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma}$;

$$N = \frac{t_n \cdot V}{\tau_0} \cdot \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma}.$$

Используя известное решение данного дифференциального уравнения [9], функция $\mathcal{G}(\tau)$ определится:

$$\begin{aligned} \mathcal{G} &= \left[\int d\tau \cdot N \cdot \tau \cdot e^{\int M \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int M \cdot d\tau} = \\ &= \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \left(\tau - \frac{1}{M} \right) + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \end{aligned} \quad (2.43)$$

Соответственно производительность Q и величина y опишутся:

$$Q = \frac{d\mathcal{G}}{d\tau} = \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}; \quad (2.44)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{рез} \cdot V} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \cdot \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (2.45)$$

Постоянная C_1 определяется из начального условия $y(\tau = 0) = y_0$, тогда

$$C_1 = \frac{N}{M^2} - \frac{y_0 \cdot c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma \cdot M}. \quad (2.46)$$

Подставляя зависимость (2.46) в (2.45), имеем:

$$y = \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез}} \cdot \frac{t_n \cdot S_{пр}}{V} (1 - e^{-M \cdot \tau}) + y_0 \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (2.47)$$

С учетом параметра Z зависимость (2.47) может быть представлена:

$$y = Z \cdot t_n (1 - e^{-M \cdot \tau}) + y_0 \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (2.48)$$

В результате получена зависимость, идентичная зависимости (2.39), т.к.

$$M \cdot \tau = \frac{V}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}} \cdot \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma} \cdot n \cdot \tau_0 = \frac{n \cdot V}{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр}} \cdot \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma} = \frac{n}{Z}. \quad (2.49)$$

Таким образом, на основе двух различных аналитических подходов получено одинаковое решение, что свидетельствует о его достоверности.

Производительность обработки Q и величина упругого перемещения y при условии $y_0 = 0$ с течением времени обработки увеличиваются, асимптотически приближаясь к номинальным значениям Q_0 и y_0 . Этим показано, что в связи с возникновением в технологической системе упругого перемещения существует переходный период, в течение которого фактические показатели обработки значительно отличаются от номинальных показателей обработки.

Из зависимости (2.43) для заданного объема снимаемого материала $\mathcal{G} = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \Pi$ (где Π – снимаемый припуск) можно определить время обработки τ . Как видно, решение возможно численным методом. Однако существует и приближенное решение, для чего необходимо использовать разложение экспоненциальной функции в ряд:

$$e^{-x} = 1 - \frac{x}{1!} + \frac{x^2}{2!} - \frac{x^3}{3!} + \dots, \quad (2.50)$$

где $x = M \cdot \tau = \frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}$.

Зависимость (2.43) для условия $y_0 = 0$ можно представить в виде:

$$\mathcal{G} = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V \cdot c \cdot K_{рез}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right). \quad (2.51)$$

С учетом разложения в ряд экспоненциальной функции (2.50) и ограничиваясь первыми тремя членами, объем снятого материала \mathcal{G} приближенно определится:

$$\mathcal{G} = \frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot Q_0}{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma} \cdot \tau^2. \quad (2.52)$$

Разрешая (2.52) относительно времени τ , имеем:

$$\tau = \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot \mathcal{G}}{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot Q_0}}. \quad (2.53)$$

Из зависимости (2.53) следует, что время обработки τ тем меньше, чем меньше отношение $\sigma / K_{рез}$, объем снятого материала \mathcal{G} , диаметр детали $D_{дет}$ и больше параметры V , c , Q_0 .

С учетом $\mathcal{G} = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \Pi$ зависимость (2.53) примет вид:

$$\tau = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot \sigma}{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot Q_0}}. \quad (2.54)$$

Средняя производительность обработки $Q_{ср} = \mathcal{G} / \tau$ равна:

$$Q_{ср} = \sqrt{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot Q_0 \cdot \mathcal{G}}{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} = \sqrt{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot Q_0 \cdot \Pi}{2 \cdot \sigma}}. \quad (2.55)$$

Как видно, с уменьшением величины снимаемого припуска Π средняя производительность обработки Q_0 уменьшается, т.е. эффект увеличения $Q_{ср}$ при недостаточно жестком креплении детали (или низкой жесткости технологической системы) проявляется при съеме увеличенных припусков.

Принимая $y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c}$ и $S_{рад} \cdot \tau = \Pi$ (где $y_{уст}$ – установившееся значение y ; $S_{рад}$ – скорость радиальной подачи инструмента), зависимость (2.47) при условии $y_0 = 0$ выразится:

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right). \quad (2.56)$$

По мере увеличения съема припуска (при условии $y_{уст} = const$) величина упругого перемещения y увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $y_{уст}$. Для расчета упругого перемещения y , возникающего при механической обработке с фиксированным начальным радиальным перемещением $y_0 > 0$ (в процессе выхаживания при шлифовании), его следует представить в виде $y = y_0 - \int t \cdot dn$. Тогда справедливо интегральное уравнение относительно неизвестной глубины резания t :

$$y_0 - \int t \cdot dn = Z \cdot t. \quad (2.57)$$

Для упрощения расчетов следует продифференцировать обе части уравнения по величине n , рассматривая глубину резания t функцией от количества проходов n . В результате получено дифференциальное уравнение:

$$\frac{dt}{dn} + \frac{1}{Z} \cdot t = 0 \quad (2.58)$$

или

$$dn = -Z \cdot \frac{dt}{t}. \quad (2.59)$$

Интегрируя правую и левую части уравнения, имеем:

$$n = -Z \cdot \ln t + Z \cdot \ln C_1 = Z \cdot \ln \frac{C_1}{t} \quad (2.60)$$

или

$$t = C_1 \cdot e^{-\frac{n}{Z}}. \quad (2.61)$$

Тогда величина упругого перемещения y определится:

$$y = Z \cdot t = Z \cdot C_1 \cdot e^{-\frac{n}{Z}}. \quad (2.62)$$

Постоянная интегрирования C_1 определяется из начального условия $y(n=0) = y_0$. Откуда

$$C_1 = \frac{y_0}{Z}, \quad (2.63)$$

Величина упругого перемещения y окончательно принимает вид:

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{n}{Z}}. \quad (2.64)$$

Зависимость (2.64) соответствует зависимости (2.39), рассматривая первое слагаемое нулевым. Таким образом, полученное решение является частным решением общего решения (2.39). В итоге два аналитических подхода к

решению задачи на основе зависимостей (2.57) и (2.33) привели к одному результату. Следовательно, решение (2.64) можно считать достоверным.

Из зависимости (2.64) следует, что чем меньше параметры y_0 и Z , тем быстрее (за меньшее число проходов n) достигается требуемая точность обработки, определяемая величиной y . Параметр $Z = \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{np}}{V}$ можно уменьшить за счет уменьшения соотношений $\sigma / K_{рез}$, S_{np} / V и увеличения приведенной жесткости системы c . Соотношение $S_{np} / V = S_0 / (\pi \cdot D_{дет})$. Поэтому уменьшить его можно уменьшением продольной подачи на один оборот детали S_0 и, соответственно, производительности обработки Q . Следовательно, более эффективно уменьшить параметр Z за счет уменьшения отношения $\sigma / K_{рез}$, определяющего силовую напряженность процесса резания, и увеличения приведенной жесткости технологической системы c .

Используя зависимости (1.26) и (1.18), можно определить отношение $\sigma / K_{рез}$, которое равно:

$$\frac{\sigma}{K_{рез}} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right) = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \Phi. \quad (2.65)$$

где $\tau_{сдв}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м²;

β – условный угол сдвига материала при резании;

γ – передний угол инструмента;

ψ – условный угол трения на передней поверхности инструмента;

$tg \psi = f$ – коэффициент трения;

$\Phi = \frac{1}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right)$ – безразмерная функция.

Как видно, с увеличением коэффициента резания $K_{рез}$ безразмерная функция Φ неограниченно уменьшается. Следовательно, для уменьшения отношения $\sigma / K_{рез}$ необходимо увеличивать коэффициент резания $K_{рез}$. Исходя из зависимости (1.31), это достигается уменьшением разности углов $(\psi - \gamma)$, т.е. увеличением переднего угла инструмента γ и уменьшением условного угла трения на передней поверхности инструмента ψ (уменьшением коэффициента трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента). Для лезвийных инструментов передний угол инструмента

γ , как правило, положительный и разность углов $(\psi - \gamma)$ – относительно не-большая величина. В результате коэффициент резания $K_{рез}$ принимает значения, большие единицы.

Для абразивных инструментов передний угол режущих зерен γ – отрицательная величина. Тогда угол $(\psi + \gamma)$ всегда положительный (больше 45^0). Следовательно, $ctg(\psi + \gamma) < 1$, т.е. $K_{рез} < 1$.

Таким образом показано, что добиться наиболее существенного уменьшения отношения $\sigma / K_{рез}$ можно, используя обработку лезвийными инструментами. Обработка абразивными инструментами характеризуется более высокой силовой напряженностью процесса. Однако, как показывает практика, значительно увеличить коэффициент резания $K_{рез}$ при резании лезвийными инструментами не удастся. В связи с этим, на финишных операциях с целью уменьшения параметра Z и силовой напряженности процесса резания уменьшают отношение $S_{пр} / V$, т.е. уменьшают производительность обработки. Толщина среза при этом уменьшается и становится соизмеримой с толщиной среза при абразивной обработке (например, при шлифовании). Резание, по сути, производится радиусной частью вершины лезвийного инструмента с отрицательным (условным) передним углом инструмента, аналогично резанию абразивным инструментом. Отчасти, этим объясняется то, что финишные технологические операции в большинстве случаев выполняются абразивными инструментами, в особенности алмазно-абразивными, обладающими чрезвычайно высокой режущей способностью (при правильной организации процесса обработки).

Используя зависимость (1.26) с учетом приближенного отношения $\sigma_{сж} = 2 \cdot \tau_{сдв}$ (где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м²), можно произвести количественную оценку силовой напряженности процесса резания.

Исходя из табл. 2.2, с увеличением коэффициента резания $K_{рез}$ отношение $\sigma / \sigma_{сж}$ уменьшается от ∞ до 1, т.е. в пределе $\sigma \rightarrow \sigma_{сж}$.

Таблица 2.2

Расчетные значения $\sigma / \sigma_{сж}$

$K_{рез}$	0	0,1	0,5	1,0	5,0	10,0	50,0
$\sigma / \sigma_{сж}$	∞	20,0	4,24	2,41	1,22	1,11	1,02

При абразивной обработке, как известно, $K_{рез} < 1$. Тогда $\sqrt{1 + K_{рез}} \approx 1$ и зависимость (2.65) примет вид: $\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}}$.

При лезвийной обработке $K_{рез} > 1$, поэтому в первом приближении можно принять: $\sigma = \sigma_{сж}$. Как видно, условное напряжение резания σ при абразивной обработке (в результате отрицательных передних углов режущих зерен) значительно больше, чем при лезвийной обработке и может многократно превышать значение $\sigma_{сж}$.

2.4. Роль упругих перемещений при механической обработке в исправлении погрешности формы заготовки

При неравномерном снимаемом припуске (при наличии погрешности формы исходной заготовки) важно обеспечить точность формы обработанной детали. Предположим, что минимальный припуск равен Π_{min} , а максимальный – Π_{max} , тогда при радиальном точении величина упругого перемещения y , определяемая зависимостью (2.56) с учетом $Q_0 = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot S_{рад}$, выразится:

$$y_{min} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{min}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \right); \quad (2.66)$$

$$y_{max} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{max}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \right), \quad (2.67)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

Q_0 – производительность обработки, м³/с;

V – скорость резания, м/с;

$K_{рез}$ – коэффициент резания, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания;

c – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м;

$D_{дет}, l_{дет}$ – диаметр и длина обрабатываемой детали, м;

$S_{рад}$ – скорость радиальной подачи, м/с.

Погрешность формы обработанной детали $y_{max} - y_{min}$ равна:

$$y_{max} - y_{min} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left(e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{min}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} - e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{max}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \right) =$$

$$= \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{min}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \cdot \left[1 - e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot (\Pi_{max} - \Pi_{min})}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \right]. \quad (2.68)$$

Как видно, значение $(y_{max} - y_{min})$ определяется разностью припусков $\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$ и абсолютным значением припуска, равным в данном случае Π_{min} . Чем больше Π_{min} и меньше $\Delta\Pi$, тем меньше значения

$(y_{max} - y_{min})$. При условиях: $e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{min}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \rightarrow 0$ (т.е. относительно большом значении Π_{min}) и $e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot (\Pi_{max} - \Pi_{min})}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \rightarrow 1$ (т.е. при $\Delta\Pi \rightarrow 0$) погрешность формы $(y_{max} - y_{min}) \rightarrow 0$. Для остальных случаев с учетом $Q_0 = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot S_{рад}$ зависимость (2.68) выразится:

$$y_{max} - y_{min} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{min}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{рад}}} \cdot \left[1 - e^{\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Delta\Pi}{\sigma \cdot Q_0}} \right]. \quad (2.69)$$

При значениях Π_{max} и Π_{min} , обеспечивающих выполнение условий: $\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{min}}{\sigma \cdot Q_0} < 1$ и $\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \Pi_{max}}{\sigma \cdot Q_0} < 1$, зависимость (2.68), соответствующая зависимости (2.69), может быть упрощена путем разложения экспоненциальной функции e^{-x} в ряд $e^{-x} = 1 - \frac{x}{1!} + \frac{x^2}{2!} - \frac{x^3}{3!} + \dots$

Предельное значение $e^{-x} \cong 0,5$, т.е. решение справедливо в диапазоне $0 < e^{-x} \leq 0,5$ (в пределах переходного процесса). После преобразований зависимости (2.68), имеем:

$$(y_{max} - y_{min}) = (\Pi_{max} - \Pi_{min}) + \frac{V \cdot K_{рез} \cdot c}{2 \cdot \sigma \cdot Q_0} \cdot (\Pi_{min}^2 - \Pi_{max}^2) -$$

$$- \left(\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma \cdot Q_0} \right)^2 \cdot \frac{1}{6} \cdot (\Pi_{min}^3 - \Pi_{max}^3) + \dots \quad (2.70)$$

Ограничиваясь двумя первыми слагаемыми, зависимость (2.70) выражается:

$$(y_{max} - y_{min}) = \Delta\Pi \cdot \left[1 - \frac{\Pi_{cp} \cdot V \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma \cdot Q_0} \right], \quad (2.71)$$

где $\Pi_{cp} = \frac{\Pi_{min} + \Pi_{max}}{2}$;

$$\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}.$$

Значение $(y_{max} - y_{min})$, определяющее точность формы, тем меньше, чем больше Π_{cp} , V , c и меньше $\Delta\Pi$, $\sigma / K_{рез}$ и Q_0 . При определенных значениях V , $\sigma / K_{рез}$, Q_0 независимо от значений $\Delta\Pi$, Π_{cp} и c , множитель

$\left(1 - \frac{\Pi_{cp} \cdot V \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma \cdot Q_0} \right)$ может быть равен или близким к нулю. Это указывает

на возможность достижения требуемого значения $y_{max} - y_{min}$, исходя из заданной точности формы обработанной детали. Чем больше Π_{cp} и меньше $\Delta\Pi$, тем проще обеспечить требуемую точность. При небольшом значении Π_{cp} требуется существенное снижение производительности обработки Q_0 и увеличение скорости резания V , так как отношение $\sigma / K_{рез}$ (вследствие неблагоприятного известного соотношения a_z / R) может значительно увеличиться, где a_z – толщина среза, м; R – радиус округления режущего лезвия инструмента, м.

Второй множитель зависимости (2.71), по сути, является передаточной функцией между погрешностью формы заготовки $\Delta\Pi$ и погрешностью формы обработанной детали $\Delta y = y_{max} - y_{min}$. Численно передаточная функция всегда меньше единицы. При значениях, близких к единице, справедливо условие $\Delta y \rightarrow \Delta\Pi$, т.е. в этом случае происходит копирование погрешности формы заготовки. Это возможно при небольших значениях Π_{cp} , V , c и относительно больших значениях $\sigma / K_{рез}$ и Q_0 , например, при работе затупившимся инструментом, когда не происходит исправление погрешности формы заготовки.

В технологии машиностроения передаточную функцию называют коэффициентом уточнения ε [50]. Принято считать, что в большинстве случаев $\varepsilon > 1$, поэтому с увеличением продолжительности обработки (что соответствует увеличению среднего припуска Π_{cp}) снижается погрешность и повы-

шается точность обработки. Это согласуется с зависимостью (2.71), поскольку с увеличением Π_{cp} второй множитель уменьшается и уменьшает величину $\Delta y = y_{max} - y_{min}$. Таким образом, теоретически обоснован один из важнейших параметров технологии машиностроения.

Заслуживает внимания анализ влияния жесткости технологической системы c на величину Δy в зависимости (2.71). Связь между величинами c и Δy – нелинейная.

При небольших значениях $\frac{\Pi_{cp} \cdot V \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot Q_0} \ll 1$ увеличение жесткости

технологической системы c может не привести к снижению второго множителя и величины Δy . При больших значениях $\frac{\Pi_{cp} \cdot V \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot Q_0}$ (соизмеримых с

единицей) увеличение жесткости технологической системы c приведет к значительному увеличению величины Δy – более чем по линейному закону. Поэтому при определенных условиях обработки, когда имеется возможность изменять в широких пределах второй множитель (без изменения жесткости технологической системы c), можно эффективно исправлять погрешность обработки с относительно низкой жесткостью системы. Этим объясняется эффективность практического применения отделочных процессов абразивной обработки: хонингования, притирки, суперфиниширования и т.д. Важным условием при этом является уменьшение отношения $\sigma / K_{рез}$, что достигается применением, например, алмазно-абразивных инструментов, характеризующихся высокой режущей способностью (алмазных брусков, хонов, кругов и т.д.) В ряде случаев используют ультразвуковые колебания и вибрации, которые увеличивают соотношения a_z / ρ , $\sigma / K_{рез}$ и повышают интенсивность исправления погрешности обработки. При этом можно уменьшить Π_{cp} , т.е. добиться требуемой точности формы при съеме весьма малых припусков.

Обычно жесткость технологической системы в двух взаимно перпендикулярных направлениях различна. Если предположить, что для цилиндрической заготовки жесткости в двух направлениях принимают различные значения c_1 и c_2 , то зависимость (2.68) примет вид:

$$y_{max} - y_{min} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез}} \cdot \left[\frac{1}{c_1} \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c_1 \cdot \Pi_{min}}{\sigma \cdot Q_0}} - \frac{1}{c_2} \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{рез} \cdot c_2 \cdot \Pi_{max}}{\sigma \cdot Q_0}} \right] \quad (2.72)$$

или с учетом разложения экспоненциальной функции в ряд:

$$y_{max} - y_{min} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез}} \cdot \left[\left(\frac{1}{c_1} - \frac{1}{c_2} \right) - \frac{V \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot Q_0} \cdot (\Pi_{min} - \Pi_{max}) + \left(\frac{V \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot Q_0} \right)^2 \cdot \frac{1}{2} \cdot (c_1 \cdot \Pi_{min}^2 - c_2 \cdot \Pi_{max}^2) - \dots \right] =$$

$$= \Delta\Pi + \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез}} \cdot \left(\frac{1}{c_1} - \frac{1}{c_2} \right) - \frac{V \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot Q_0} \cdot (c_2 \cdot \Pi_{max}^2 - c_1 \cdot \Pi_{min}^2). \quad (2.73)$$

При условии $c_1 < c_2$ (где жесткость технологической системы c_1 соответствует припуску Π_{min} , а жесткость технологической системы c_2 – соответствует припуску Π_{max}), второе слагаемое положительное, а третье – отрицательное.

Характер изменения величины Δy зависит от значений второго и третьего слагаемых. Если второе слагаемое больше третьего, то справедливо условие $\Delta y > \Delta\Pi$, т.е. имеет место увеличение погрешности формы заготовки по сравнению с исходной погрешностью $\Delta\Pi$. Этому способствует увеличение отношение $\sigma / K_{рез}$, производительность обработки Q_0 и уменьшение скорости резания V . Если второе слагаемое меньше третьего, то справедливо условие $\Delta y < \Delta\Pi$, т.е. имеет место исправление исходной погрешности. Этому способствует уменьшение $\sigma / K_{рез}$, Q_0 и увеличение V . При условии $c_1 > c_2$ зависимость Δy примет вид:

$$\Delta y = \Delta\Pi - \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез}} \cdot \left(\frac{1}{c_1} - \frac{1}{c_2} \right) - \frac{V \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot Q_0} \cdot (c_2 \cdot \Pi_{max}^2 - c_1 \cdot \Pi_{min}^2). \quad (2.74)$$

Здесь второе слагаемое отрицательно, а третье – может быть как отрицательно, так и положительно (в зависимости от значений Π_{max} и Π_{min}). Учитывая, что значения Π_{max} и Π_{min} входят в зависимость (2.74) во второй степени, можно принять $c_2 \cdot \Pi_{max}^2 > c_1 \cdot \Pi_{min}^2$. Следовательно, третье слагаемое входит в зависимость со знаком "минус". Это означает, что всегда выполняется условие $\Delta y < \Delta\Pi$ и происходит исправление исходной погрешности $\Delta\Pi$.

Таким образом, увеличение жесткости технологической системы c_1 в направлении минимального припуска Π_{min} позволяет уменьшить величину Δy . Причем, чем больше $\sigma / K_{рез}$, Q_0 и меньше V , тем выше эффект от увеличения жесткости технологической системы c_1 . Следовательно, эффект об-

работки проявляется максимально при работе затупленным инструментом и с большей производительностью обработки. При работе "острым" инструментом с относительно небольшой производительностью обработки Q_0 роль второго слагаемого зависимости уменьшается. Доминирует третье слагаемое, обеспечивающее снижение величины Δy .

В рассматриваемом случае имеет место погрешность формы в виде некруглости поперечного сечения цилиндрической заготовки. Аналогично можно проанализировать изменения погрешности формы при продольном точении и других видах обработки. Следовательно, управляя жесткостью технологической системы, можно управлять процессом исправления погрешности формы обрабатываемой детали.

Для расчета условий обработки, обеспечивающих заданную точность формы и размер детали, зависимости (2.66) – (2.68) необходимо представить в виде:

$$y_{max} = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \right); \quad (2.75)$$

$$y_{min} = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} \right), \quad (2.76)$$

$$\Delta y = y_{max} - y_{min} = y_{уст} \cdot e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Delta \Pi}{y_{уст}}} \right), \quad (2.77)$$

где $y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c}$.

В случае, когда параметры $\Delta \Pi$, y_{max} , y_{min} , Δy – известны, а параметры Π_{min} , $y_{уст}$ – неизвестны, параметр $\Pi_{max} = \Pi_{min} + \Delta \Pi$.

Для определения параметров Π_{min} и $y_{уст}$ следует составить систему уравнений на основе зависимостей (2.76) и (2.77). Уравнение (2.76) необходимо преобразовать:

$$e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} = 1 - \frac{y_{min}}{y_{уст}} \quad (2.78)$$

и подставить его в уравнение (2.77):

$$\frac{\Delta y}{y_{уст}} = \left(1 - \frac{y_{min}}{y_{уст}}\right) \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Delta \Pi}{y_{уст}}}\right). \quad (2.79)$$

Для заданных значений Δy , $\Delta \Pi$, y_{max} из уравнения (2.79) численным методом определяется значение $y_{уст}$. Уравнение (2.79) проще решить графически, представив его в виде:

$$\frac{\Delta y}{(y_{уст} - y_{min})} = \left(1 - e^{-\frac{\Delta \Pi}{y_{уст}}}\right). \quad (2.80)$$

Зная значение $y_{уст}$, из уравнения (2.76) определяется неизвестное значение Π_{min} .

Таким образом показано, что для двух заданных значений точности обработки детали y_{min} и Δy существуют два значения точности исходной заготовки Π_{min} и $\Delta \Pi$. Это позволяет для заданной точности обработки рассчитать геометрические параметры заготовки и припуски под обработку. Так, для известного значения $y_{уст}$ из условия $y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c}$ выбираются значения

$\frac{\sigma}{K_{рез}}$, $\frac{Q_0}{V}$, c , которые затем реализуются методами лезвийной или абразивной обработки. Выбор параметров производится из условия обеспечения максимально возможной производительности, обусловленной заданной шероховатостью и качеством обработки.

Алгоритм выбора оптимальных условий обработки с учетом величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе, состоит в следующем. При проектировании технологических процессов основным ограничивающим фактором следует рассматривать точность обработки, заданную чертежом детали. Исходя из зависимости

$$y_{max} = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}}\right), \quad (2.81)$$

величина упругого перемещения системы y (определяющая погрешность обработки) зависит от двух параметров: величины снимаемого припуска Π и величины

$$y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{рез} \cdot c}. \quad (2.82)$$

Обеспечить заданную погрешность обработки y можно различными сочетаниями параметров Π и $y_{уст}$. Для заданного значения $y_{уст}$ можно выбрать припуск Π или, наоборот, для заданного припуска выбрать величину $y_{уст}$ с учетом $y = const$. Следовательно, имеется одно уравнение и две неизвестные величины Π и $y_{уст}$. Очевидно, решение неоднозначно. Этим объясняется чисто интуитивный (из опыта технолога) подход к проектированию маршрутной и операционной технологии.

Если предположить, что припуск Π известен, тогда из зависимости (2.81) определяется величина $y_{уст}$, а из зависимости (2.82) можно выбрать инструмент (на основании соотношения $\sigma / K_{рез}$), станок (по жесткости технологической системы c) и параметры режима резания (Q_0, V). Установленные таким образом условия обработки должны обеспечивать требуемую шероховатость обработанных поверхностей, наибольшую производительность и наименьшую себестоимость обработки. Как видно, это чрезвычайно сложная оптимизационная задача, так как существуют варианты решений, например, какую использовать обработку: лезвийную или абразивную. Очевидно, чем больше жесткость технологической системы c , тем больше отношения $\sigma / K_{рез}$ и Q_0 / V при условии $y_{уст} = const$ и больше вариантов решений. Имеется в виду, что увеличение отношения $\sigma / K_{рез}$, например, допускает обработку недостаточно острым инструментом и т.д. Чем меньше $\sigma / K_{рез}$, тем больше производительность обработки Q_0 и меньше основное время обработки, т.е. эффективно использовать инструменты с высокой режущей способностью и схемы (условия) обработки, обеспечивающие уменьшение соотношения $\sigma / K_{рез}$ (применение СОТС и т.д.)

Исходя из этого, важно знать жесткости технологической системы станков c , имеющих в цехе (на участке), чтобы с учетом величины c произвести конкретные расчеты для различных видов обработки (точения, фрезерования, шлифования и т.д.) и выбрать оптимальный вариант обработки.

Для анализа многооперационной обработки зависимость (2.81) необходимо представить в виде:

$$y = \frac{\Pi}{\alpha} \cdot (1 - e^{-\alpha}), \quad (2.83)$$

где $\alpha = \Pi / y_{уст}$ – безразмерный коэффициент, изменяющийся в широких пределах.

Значения функции $(1 - e^{-\alpha}) / \alpha$ приведены в табл. 2.3. Расчетами установлено, что при условии $\alpha < 0,01$ функция $(1 - e^{-\alpha}) / \alpha$ остается постоянной, почти равной единице, т.е. сьем материала отсутствует, а в технологической системе возникает упругое перемещение $y = \Pi$.

При условии $\alpha > 5$ значение $e^{-\alpha}$ становится бесконечно малым и функция $(1 - e^{-\alpha}) / \alpha \approx \frac{1}{\alpha}$, т.е. $y = \Pi / \alpha$ или $y = y_{уст}$. В результате имеет место установившийся процесс резания. При однооперационной обработке расчет величины $y_{уст}$ для заданных значений y и Π с учетом табл. 2.3 достаточно прост. Определяется соотношение y / Π , которое равно функции $(1 - e^{-\alpha}) / \alpha$. По нему из табл. 2.3 выбирается значение α , затем определяется величина $y_{уст} = \Pi / \alpha$, зная которую, по зависимости (2.82) выбираются оптимальные значения параметров $\sigma / K_{рез}$, Q_0 / V , c .

Таблица 2.3

Расчетные значения функции $(1 - e^{-\alpha}) / \alpha$

α	0,01	0,05	0,1	0,2	0,25	0,3	0,4
$(1 - e^{-\alpha}) / \alpha$	1,0	0,972	0,951	0,905	0,848	0,862	0,813
α	0,5	0,6	0,7	0,8	1	2	5
$(1 - e^{-\alpha}) / \alpha$	0,786	0,752	0,719	0,688	0,632	0,432	0,198

Располагая значениями $y_{уст}$ для каждой технологической операции, исходя из зависимости (2.82), определяются оптимальные условия обработки. Таким образом, производится расчет количества технологических операций, межоперационных припусков, режимов резания, характеристик инструментов, жесткости технологической системы и в соответствии с требованиями чертежа – точности и шероховатости обработки и т.д. По сути, предлагается новый подход к проектированию технологических процессов механической обработки. По требованию чертежа детали производится своего рода размер-

ный анализ точности и межоперационных припусков каждой поверхности детали, на основании чего формируются операционная и маршрутная технологии с учетом методов обработки, инструментов, оборудования, условий обработки и т.д.

Для заданных значений y , $y_{уст}$, Π , c из зависимости (2.82) можно определить оптимальные соотношения $\sigma / K_{рез}$ и $Q_0 / V = S$, где S – площадь поперечного сечения среза, m^2 . В работе [109] показано, что для лезвийной обработки справедлива приближенная зависимость:

$$\frac{\sigma}{K_{рез}} = \sigma_{сж} \cdot tg(\varphi - \gamma), \quad (2.84)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, H/m^2 ;

γ – передний угол инструмента;

φ – условный угол трения на передней поверхности инструмента.

Соотношение $\sigma / K_{рез}$ тем меньше, чем меньше параметры $\sigma_{сж}$, φ и больше γ . Исходя из зависимости (2.82), отношение $Q_0 / V = S$ равно

$$S = \frac{c \cdot y_{уст}}{\sigma_{сж} \cdot tg(\varphi - \gamma)}. \quad (2.85)$$

Увеличить площадь поперечного сечения среза S и соответственно производительность обработки можно увеличением параметров c , $y_{уст}$, γ и уменьшением $\sigma_{сж}$ и φ . Производительность обработки тем больше, чем выше жесткость станка, ниже точность обработки, меньше угол трения (коэффициент трения) на передней поверхности инструмента и больше передний угол инструмента. В свою очередь, условный угол трения на передней поверхности инструмента φ зависит от условий обработки (температуры резания), наличия нароста на передней поверхности инструмента и т.д. По имеющимся данным, угол φ может принимать чрезвычайно большие значения ($\varphi \rightarrow 90^0$), что приводит к существенному увеличению функции $tg(\varphi - \gamma)$ и уменьшению S . Этим можно объяснить, например, трудности достижения высокой точности обработки при тонком и алмазном точении. Согласно зависимости (20), основной путь увеличения площади поперечного сечения среза S состоит в уменьшении угла $(\varphi - \gamma) \rightarrow 0$ за счет применения эффективных СОТС, износостойких покрытий инструмента, различных методов дробления стружки (уменьшения площади ее контакта с передней поверхностью инструмента) и т.д.

На основе установленного значения $S = a \cdot v$ выбираются оптимальные значения толщины a и ширины v среза, исходя из обеспечения требуемой шероховатости обработки и других параметров качества обработки (остаточных напряжений, микротвердости поверхностного слоя материала и т.д.).

При чистовой обработке необходимо учитывать радиус округления вершины инструмента R в связи с его износом. В работе [110] приведена зависимость:

$$\frac{\sigma}{K_{рез}} = \tau_{сдв} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{4 \cdot HV \cdot R}{\tau_{сдв} \cdot a}\right)^2}, \quad (2.86)$$

где HV , $\tau_{сдв}$ – твердость (по Виккерсу) и предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м².

С учетом зависимости (2.82) параметр S определится:

$$S = c \cdot y_{уст} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{a}{4 \cdot HV \cdot R}\right)^2 \cdot \frac{1}{\tau_{сдв}}}. \quad (2.87)$$

Как видно, параметр S тем больше, чем больше c , $y_{уст}$, a и меньше R . С увеличением прочности и твердости обрабатываемого материала параметр S увеличивается. Следовательно, повысить производительность обработки с учетом требований по точности можно увеличением соотношения a/R за счет применения более "острого" инструмента. Принимая $S = a \cdot v$, из зависимости (2.87) вытекает:

$$v = c \cdot y_{уст} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{(4 \cdot HV \cdot R)^2 \cdot a \cdot \tau_{сдв}}}. \quad (2.88)$$

Ширина среза v уменьшается с увеличением толщины среза a и радиуса округления вершины инструмента R . Наименьшими значениями R характеризуются лезвийные инструменты из синтетических сверхтвердых материалов. Этим объясняется эффективность их применения на финишных операциях.

Оптимальное соотношение между параметрами a и v выбирается на основе требований по шероховатости обработки и т.д.

Зависимость (2.87) справедлива также для абразивно-алмазной обработки. Параметр S равен мгновенной суммарной площади среза всеми работающими зернами круга ($S = Q_0 / V$), параметр a – толщине среза единичным зерном, а параметр R – радиусу округления режущей кромки зерна. Чем больше соотношение a/R , тем больше производительность обработки для

заданного значения $y_{уст}$. Уменьшить R можно применением алмазных кругов и других абразивно-алмазных инструментов. Очевидно, по мере затупления зерен круга радиус R увеличивается, что приводит к уменьшению производительности обработки Q_0 . В связи с этим необходимо использовать эффективные методы правки круга, обеспечивающие высокую остроту режущих зерен. Параметр a определяется условиями обработки. Следовательно, в зависимость (2.87) входят два взаимосвязанных параметра Q_0 и a , что требует установления функциональных связей между ними.

Приведенные зависимости позволяют обоснованно подойти к выбору оптимального метода обработки и режимов резания, обеспечивающих наибольшую производительность (исходя из требований по точности обработки), рассматривая в качестве параметра оптимизации радиус вершины лезвийного инструмента или режущего зерна абразивно-алмазного инструмента. Данный подход располагает гораздо большими технологическими возможностями по сравнению с применяемыми на практике подходами, основанными на использовании методов однофакторного или многофакторного планирования эксперимента и установлении эмпирических зависимостей. Как известно, эмпирические зависимости являются передаточными функциями между входными и выходными параметрами процесса резания (режимами резания, характеристиками инструмента и технологическими показателями обработки) и не содержат внутренних (физических) изменяющихся во времени параметров, которые определяют условия формирования технологических показателей обработки.

К таким параметрам следует отнести радиус округления вершины инструмента R , величину износа режущих зерен, максимальную толщину среза отдельным зерном, величину нагрузки, действующую на отдельное зерно круга, и т.д. Отсутствие этих параметров в зависимостях ограничивает общее представление о технологических возможностях процессов обработки и не позволяет выявить и обосновать условия существенного повышения производительности, точности и качества обработки, а также произвести структурно-параметрическую оптимизацию механической обработки в широких пределах изменения варьируемых параметров, поскольку полученные решения носят частный характер и справедливы лишь для вполне конкретных условий обработки. Эта методология в настоящее время используется в системах автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП), что ограничивает установление оптимальных решений при проектировании

маршрутной и операционной технологий, обеспечивающих максимальное использование потенциальных возможностей применяемых методов обработки, инструментов и оборудования.

Выйти на качественно новый уровень оптимального проектирования технологических процессов, как показано выше, можно с использованием математических моделей обработки, раскрывающих физическую сущность передаточных функций между входными и выходными параметрами процесса. Это требует аналитического описания с единых позиций основных методов механической обработки и на их основе поиска оптимальных решений, реализуемых в прогрессивных технологиях, инструментах, оборудовании и т.д.

2.5. Связь величины упругого перемещения с параметрами точности и производительностью обработки

Для установления взаимосвязи величины упругого перемещения с параметрами точности и производительностью обработки первоначально рассмотрен процесс круглого наружного врезного шлифования, для которого величина упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, описывается преобразованной зависимостью (2.56):

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\bar{\beta} \cdot \tau}\right), \quad (2.89)$$

где $y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}$;

$$\bar{\beta} = \frac{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}$$
;

$Q_0 = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot V_{рад}$ – номинальная производительность обработки, м³/с;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$D_{дет}, l_{дет}$ – соответственно диаметр и длина обрабатываемой детали, м;

$V_{рад}$ – скорость радиальной подачи, м/с;

τ – время обработки, с.

Параметр $y_{уст}$ после преобразования принимает вид:

$$y_{уст} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot V_{рад}}{V_{кр} \cdot K_{иш} \cdot c} . \quad (2.90)$$

Нетрудно видеть, что $y_{уст} = V_{рад} / \bar{\beta} = V_{рад} \cdot B$, где $B = 1 / \bar{\beta}$. С физической точки зрения параметр B определяет время, за которое шлифовальный круг переместится в радиальном направлении на величину $y_{уст}$, т.е. параметр B – это постоянная времени формирования упругого перемещения в технологической системе. Тогда

$$y_{уст} = B \cdot V_{рад}; \quad (2.91)$$

$$B = \frac{1}{\bar{\beta}} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}{V_{кр} \cdot K_{иш} \cdot c} . \quad (2.92)$$

Постоянная времени B обратно пропорциональна параметру $\bar{\beta}$. Она тем меньше, чем меньше площадь обработки $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$, отношение $\sigma / K_{иш}$ (определяющее силовую напряженность процесса обработки) и чем больше скорость круга $V_{кр}$ и приведенная жесткость технологической системы c . Постоянную времени B можно рассматривать одной из основных характеристик технологической системы, поскольку она определяет длительность переходного процесса обработки, связанного с формированием в технологической системе упругого перемещения величиной $y_{уст}$.

Зависимость (2.89) с учетом зависимости (2.92) опишется:

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right) . \quad (2.93)$$

Обозначая $n = \tau / B$, имеем:

$$\frac{y}{y_{уст}} = 1 - e^{-n} . \quad (2.94)$$

Характер изменения рассчитанных по зависимости (2.94) значений $y / y_{уст}$ показан на рис. 2.7. Как видно, с увеличением количества проходов n отношение $y / y_{уст}$ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. При $n=3$ отличие значений y и $y_{уст}$ составляет 5%. Поэтому при $n \geq 3$ с достаточной для практики точностью расчеты величины y можно производить по упрощенной зависимости:

$$y \approx y_{уст} . \quad (2.95)$$

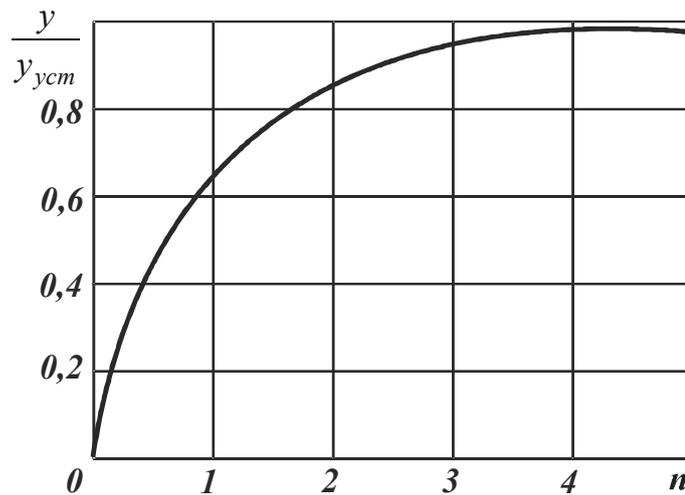


Рис. 2.7. Зависимость отношения $y / y_{уст}$ от количества проходов n

Для практического использования зависимостей (2.93) и (2.94) необходимо знать значения параметра B и, соответственно, величины $y_{уст}$, связанной с параметром B зависимостью (2.91). Определить B можно на основе зависимости (2.92), однако это требует проведения сложных экспериментальных исследований по установлению значений условного напряжения резания σ , коэффициента шлифования $K_{ш}$ и жесткости технологической системы c . Более просто установить параметр B можно расчетно-экспериментальным путем, используя зависимость (2.93), и экспериментальные данные величин y и τ . Для этого необходимо зависимость (2.93) представить в виде:

$$y = B \cdot V_{рад} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right), \quad (2.96)$$

где $V_{рад} = \Pi / \tau$;

Π – номинальная величина снимаемого припуска, м.

После преобразований зависимость (2.96) окончательно запишется:

$$y = \Pi \cdot \frac{B}{\tau} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right) = \frac{\Pi}{n} \cdot \left(1 - e^{-n} \right). \quad (2.97)$$

На рис. 2.8 приведены рассчитанные по зависимости (2.97) значения y / Π . Как видно, с увеличением количества проходов n (т.е. с увеличением времени обработки τ и, соответственно, уменьшением $V_{рад}$ при условии $\Pi = const$) величина упругого перемещения y уменьшается. Методика определения входящей в зависимость (2.97) неизвестной величины n состоит в

следующем. Экспериментально устанавливаются значения y , τ и Π . По известному отношению y/Π , используя рис. 2.7, определяется искомое значение n . Затем, по зависимости $B = \tau/n$ определяется значение B . Зная скорость радиальной подачи $V_{рад} = \Pi/\tau$, определяется величина $y_{уст} = B \cdot V_{рад}$.

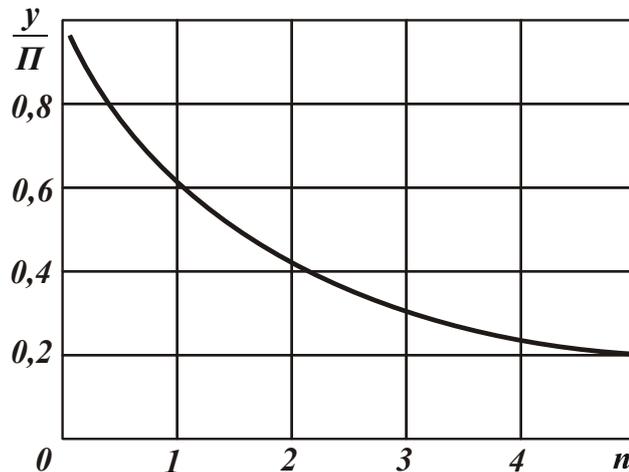


Рис. 2.8. Зависимость отношения y/Π от количества проходов n

Для проведения экспериментов была изготовлена специальная цилиндрическая оправка из стали 45, на которой механическим путем крепились 4 пластины из твердого сплава ВК8. Оправка устанавливалась в центрах круглошлифовального станка и при шлифовании совершала вращательное движение, а шлифовальный круг – врезную (радиальную) подачу. В результате реализована схема круглого наружного врезного шлифования твердосплавных пластин. Скорость круга устанавливалась равной $V_{кр} = 30$ м/с, а скорость вращения детали – $V_{дет} = 30$ м/мин. Использовался алмазный круг на металлической связке 1А1 300х20х5 АС6 125/100 М1-01 4. После установки алмазного круга на станок производилась его электроэрозионная правка. Это позволило устранить биение круга, обеспечить высокую развитость его режущего рельефа и соответственно высокую режущую способность.

При проведении экспериментов принималась постоянной номинальная величина снимаемого припуска $\Pi = 0,5$ мм независимо от скорости радиальной подачи $V_{рад}$. В ходе экспериментов измерялось время обработки τ , и определялась величина упругого перемещения y по формуле:

$$y = \Pi - \frac{D_{дет1} - D_{дет2}}{2}, \quad (2.98)$$

где $D_{дет1}$, $D_{дет2}$ – соответственно диаметры детали до и после обработки, м.

В табл. 2.4 приведены экспериментальные значения параметров τ , y и y/P , полученные при шлифовании с разными скоростями радиальной подачи $V_{рад}$. На основе этих данных по зависимостям, приведенным выше, определены значения параметров n , B и $y_{уст}$ (табл. 2.5), что позволило количественно оценить роль упругих перемещений в процессе съема припуска при шлифовании. Как видно, значения $y_{уст}$ несколько больше значений y . Это согласуется с теоретическими результатами и свидетельствует о том, что при условии $n \rightarrow 3$ значения $y_{уст}$ и y отличаются несущественно.

Таблица 2.4

Экспериментальные значения параметров τ , $V_{рад}$, y и y/P

№ п/п	τ , с	$V_{рад}$, мм/с	y , мм	y/P
1	50	0,01	0,17	0,34
2	45	0,011	0,2	0,4

Таблица 2.5

Расчетные значения параметров n , B и $y_{уст}$

№ п/п	n	B , с	$y_{уст}$, мм
1	2,9	17,24	0,172
2	2,25	20,0	0,22

Определены условия повышения производительности обработки с учетом ограничения по точности размера обработанной детали. Согласно полученному теоретическому решению [111], повысить производительность обработки можно за счет создания в технологической системе начального натяга y_0 , равного или превышающего значение $y_{уст}$. Этим исключается переходной процесс, в течение которого фактическая производительность обработки Q и величина упругого перемещения y меньше номинальных значений Q_0 и $y_{уст}$. Таким образом предложена, по сути, экспресс-методика расчетно-экспериментального определения величины $y_{уст}$, позволяющая в каждом конкретном случае правильно устанавливать величину $y_{уст}$, повышая, тем самым, производительность обработки.

Необходимо отметить, что условие $y_0 = y_{уст}$ является необходимым, но не достаточным условием повышения производительности при финишной

обработке. Достаточным может быть условие обеспечения максимально возможной производительности с учетом ограничения по точности обработки. В работе [111] теоретически обоснована оптимальная по структуре операция шлифования, обеспечивающая максимально возможную производительность для заданной точности обработки, включающую лишь переход выхаживания. Однако для ее выполнения необходимо использовать инструменты с высокой режущей способностью, например, алмазные круги на металлической связке после их эффективной электроэрозионной правки (с развитым режущим рельефом). Применение алмазных кругов с относительно низкой режущей способностью требует осуществления операции шлифования в два перехода: черновое шлифование и последующее выхаживание.

Существенным ограничением осуществления установленной оптимальной по структуре операции шлифования являются также увеличенные припуски на обработку. В этом случае операцию шлифования также необходимо выполнять в два перехода: черновое шлифование и выхаживание. Иными словами, оптимальная по структуре операция шлифования может быть осуществлена при съеме относительно небольших припусков.

2.6. Уточненный расчет и анализ упругих перемещений в технологической системе при механической обработке

Оценку закономерностей возникновения упругих перемещений в технологической системе и их уточненный расчет следует произвести на примере процесса шлифования, который является базовым процессом финишной обработки. В общем случае величина упругого перемещения y , возникающего в процессе круглого наружного продольного шлифования по жесткой схеме (рис. 2.9), определяется:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сум}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (2.99)$$

где $S_{сум} = Q/V_{кр}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, м²;

$Q = S \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}$ – фактическая производительность обработки, м³/с;

S – продольная подача, м/об.;

$V_{дет}$ – скорость вращения детали, м/с;

$t_{ф}$ – фактическая глубина шлифования, м.

С учетом $t_{\phi} = t - y$ зависимость (2.99) примет вид:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S \cdot V_{дет}}\right)}, \quad (2.100)$$

где t – номинальная глубина шлифования, м.

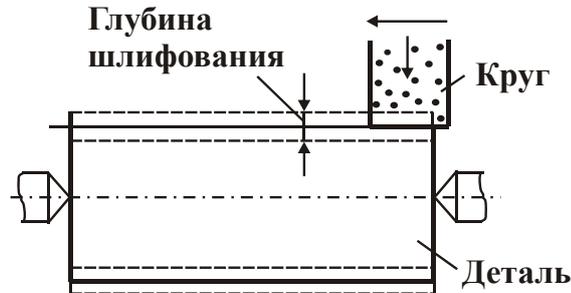


Рис. 2.9. Схема круглого наружного продольного шлифования

Величина упругого перемещения при первом продольном ходе круга:

$$y_1 = \frac{t}{\varepsilon}, \quad (2.101)$$

где $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S \cdot V_{дет}}$ – уточнение на проходе круга.

Тогда на втором проходе круга величина упругого перемещения y_2 с учетом зависимости (2.101) выразится:

$$y_2 = \frac{t + y_1}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right). \quad (2.102)$$

Как видно, величина y_2 больше y_1 . Аналогично определяются величины упругого перемещения на третьем и четвертом проходах круга y_3 и y_4 :

$$y_3 = \frac{t + y_2}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right); \quad (2.103)$$

$$y_4 = \frac{t + y_3}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right). \quad (2.104)$$

Из зависимостей (2.103) и (2.104) вытекает, что с каждым последующим проходом круга величина упругого перемещения увеличивается. Очевидно, на n -м проходе величина упругого перемещения y_n примет вид:

$$y_n = \frac{t + y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right). \quad (2.105)$$

В результате получена геометрическая прогрессия со знаменателем $1/\varepsilon$, который меньше единицы, поэтому $\varepsilon > 1$. Это означает, что геометрическая прогрессия является убывающей. Сумма первых n членов убывающей геометрической прогрессии рассчитывается по известной формуле:

$$y_n = \frac{a_1 - a_n \cdot q}{1 - q}, \quad (2.106)$$

где $a_1 = y_1$;

$a_n = y_1 / \varepsilon^{n-1}$ – первый и последний члены убывающей геометрической прогрессии;

$q = 1/\varepsilon$ – знаменатель убывающей геометрической прогрессии.

После преобразований данной формулы, получено:

$$y_n = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^{n-1}} \cdot \frac{1}{\varepsilon}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)}, \quad (2.107)$$

$$y = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = t \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{(\varepsilon - 1)} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}) = y_{уст} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (2.108)$$

где $y_{уст} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{Q_{ном}}{V_{кр}}$ – значение величины упругого пере-

мещения y при установившемся во времени процессе шлифования, м;

$Q_{ном} = S \cdot t \cdot V_{дет}$ – номинальная производительность обработки, м³/с.

Как следует из рис. 2.10,а, с увеличением количества проходов круга n величина y непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $y_{уст}$. При условии $n \rightarrow \infty$ второе слагаемое зависимости (2.108) становится бесконечно малым и величина y принимает вид зависимости:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (2.109)$$

Фактическая глубина шлифования на n -м проходе круга описывается:

$$t_{\phi} = t \cdot (1 - \varepsilon^{-n}). \quad (2.110)$$

Параметр t_{ϕ} изменяется по закону изменения величины y (рис. 2.10,б).

При $n \rightarrow \infty$ выполняется условие $t_{\phi} = t$, т.е. параметр t_{ϕ} асимптотически

стремится к значению t и процесс шлифования становится установившимся во времени.

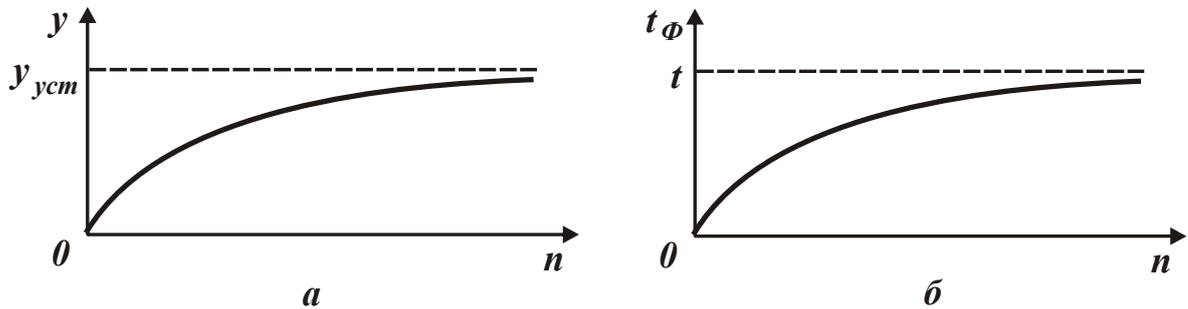


Рис. 2.10. Зависимости упругого перемещения y (а) и фактической глубины шлифования t_{ϕ} (б) от количества проходов круга n

Исходя из зависимости (2.108), чем больше относительная величина ε , тем меньше по времени переходной процесс, в течение которого величина упругого перемещения y достигает наибольшего значения $y_{уст}$. Для исключения переходного процесса и увеличения эффективности обработки необходимо создать в технологической системе начальный натяг, который равен величине $y_{уст}$. Тогда зависимость (2.108) примет вид:

$$y \approx y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}}. \quad (2.111)$$

Уменьшить величину y и, соответственно, погрешность обработки без снижения номинальной производительности обработки $Q_{ном}$ можно уменьшением условного напряжения резания σ и увеличением параметров $K_{ш}$, c и $V_{кр}$. Это достигается в первую очередь обеспечением высокой режущей способности шлифовального круга, т.е. уменьшением отношения $\sigma / K_{ш}$, которое входит в зависимость (2.111) [71]:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{ш.p}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y.mp}}{P_y}\right)}, \quad (2.112)$$

где σ_p , $K_{ш.p}$ – составляющие величин σ и $K_{ш}$, определяющие процесс "чистого резания" абразивными зёрнами круга без учета трения связки круга с обрабатываемым материалом;

$P_{y.mp}$ – радиальная составляющая силы резания, обусловленная трением связки круга с обрабатываемым материалом ($P_{y.mp} < P_y$), Н.

Из зависимости (2.112) вытекает, что чем больше отношение $P_{y.mp} / P_y$, тем больше отношение $\sigma / K_{ш}$, которое может значительно превышать значения $\sigma_p / K_{ш.p}$ (рис. 2.11). Это подтверждается экспериментальными данными, согласно которым отношение $\sigma / K_{ш}$ может до 100 раз превышать отношение $\sigma_p / K_{ш.p}$, например, при шлифовании алмазными кругами на металлических связках, которые в процессе шлифования теряют режущую способность.

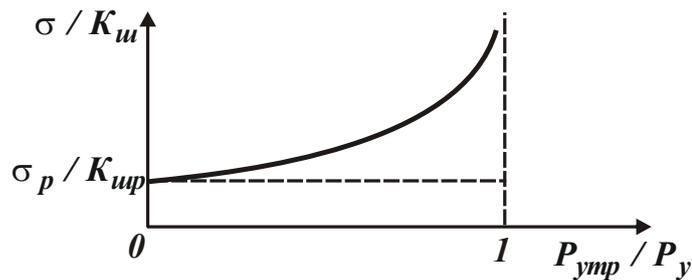


Рис. 2.11. Зависимость $\sigma / K_{ш}$ от $P_{y.mp} / P_y$

Поэтому, для уменьшения отношения $\sigma / K_{ш}$ до значения $\sigma_p / K_{ш.p}$, необходимо в процессе шлифования постоянно поддерживать высокую режущую способность круга, используя эффективные методы правки (механические и электрофизикохимические). Это позволит фактически исключить трение связки круга с обрабатываемым материалом, а также вовремя удалять с рабочей поверхности круга затупившиеся зерна.

С другой стороны, для уменьшения величины y , согласно зависимости (2.111), необходимо уменьшать отношение $\sigma_p / K_{ш.p}$.

В общем виде относительно процесса резания лезвийным инструментом (с позитивным передним углом γ) условное напряжение резания σ_p описывается аналитической зависимостью (1.26).

Как видно, чем больше $K_{рез}$, тем меньше σ_p . С учетом условий $K_{рез} = P_z / P_y = ctg\omega$ и $\omega = (\psi - \gamma)$ после несложных тригонометрических преобразований зависимость (1.26) может быть представлена в виде:

$$\sigma_p = \sigma_{уст} \cdot \frac{\left(1 + tg \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - tg \frac{\omega}{2}\right)}. \quad (2.113)$$

В табл. 2.6 приведены рассчитанные по зависимости (2.113) значения $\sigma_p / \sigma_{уст}$. При угле $\omega \rightarrow 90^\circ$ условное напряжение резания σ_p принимает бесконечные значения ($\sigma_p \rightarrow \infty$). В этом случае процесс резания (стружкообразования) отсутствует, имеет место лишь процесс пластического деформирования материала без образования стружки. При лезвийной обработке угол действия ω , очевидно, принимает небольшие значения и поэтому отношение $\sigma_p / \sigma_{ст}$ незначительно отличается от единицы.

Таблица 2.6

Расчетные значения $\sigma_p / \sigma_{сж}$

ω , град	0	10	30	45	60	80	90
$\sigma_p / \sigma_{сж}$	1	1,19	1,73	2,36	3,73	11,5	∞

Зависимость для определения отношения $\sigma_p / K_{рез}$ принимает вид:

$$\frac{\sigma_p}{K_{рез}} = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right) = \frac{\sigma_{сж}}{2} \cdot \left[\frac{1}{\operatorname{tg}^2\left(45^\circ - \frac{\omega}{2}\right)} - 1 \right]. \quad (2.114)$$

Расчитанные по зависимости (2.114) значения $\sigma_p / \sigma_{сж} \cdot K_{рез}$ приведены в табл. 2.7. С увеличением угла действия ω отношение $\sigma_p / \sigma_{сж} \cdot K_{рез}$ неограниченно увеличивается. В отличие от отношения $\sigma_p / \sigma_{сж}$ (табл. 2.6), отношение $\sigma_p / \sigma_{сж} \cdot K_{рез}$ при угле действия $\omega = 0$ принимает нулевое значение. Так, уменьшить $\sigma_p / \sigma_{сж} \cdot K_{рез}$ можно исключительно уменьшением угла действия $\omega = \psi - \gamma$.

Таблица 2.7

Расчетные значения $\sigma_p / \sigma_{сж} \cdot K_{рез}$

ω , град	0	10	30	45	60	80	90
$\sigma_p / \sigma_{сж} \cdot K_{рез}$	0	0,21	1	2,56	6,5	65	∞

При абразивной обработке (шлифовании), в связи с отрицательным условным передним углом γ режущего абразивного зерна, угол действия ω определяется зависимостью $\omega = \psi + \gamma$, де ψ – условный угол трения абразивного зерна с обрабатываемым материалом ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения). В этом случае угол действия ω принимает значительно большие значения,

чем при лезвийной обработке, в пределах $\omega = 90^0$. Очевидно, отношение $\sigma_p / \sigma_{сж}$ (табл. 2.6) также увеличивается и в пределе $\sigma_p \rightarrow \infty$. В этом случае процесс резания (стружкообразования) отсутствует, имеет место лишь процесс пластического деформирования обрабатываемого материала.

Умножая числитель и знаменатель зависимости (2.113) на сопряженную величину $1 + \operatorname{tg}(\omega/2)$, имеем

$$\sigma_p = \sigma_{сж} \cdot \frac{\left(1 + 2 \cdot \operatorname{tg} \frac{\omega}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \operatorname{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)} \approx 2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \operatorname{tg} \omega = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{ш.р}}. \quad (2.115)$$

В итоге получена упрощенная зависимость для определения условного напряжения резания σ_p . Как видно, σ_p однозначно определяется углом действия $\omega = \psi + \gamma$: чем он больше, тем больше σ_p . При угле действия $\omega = 90^0$ справедливо условие $\sigma_p \rightarrow \infty$.

Исходя из табл. 2.7, с увеличением угла действия ω в диапазоне $\omega = 60^0 \dots 90^0$ отношение $\sigma_p / K_{рез}$ (равное при шлифовании отношению $\sigma_p / K_{ш.р}$) увеличивается с еще большей интенсивностью, чем условное напряжение резания σ_p (табл. 2.6). Так, уменьшить отношение $\sigma_p / K_{ш.р}$ можно уменьшением угла действия ω , т.е. уменьшением углов ψ и γ , за счет применения в качестве абразивных материалов синтетические сверхтвердые материалы (алмаз, эльбор и др.), которые за счет высокой остроты режущих кромок и небольших коэффициентов трения с обрабатываемыми материалами позволяют уменьшить углы ψ , γ и, соответственно, отношение $\sigma_p / K_{ш.р}$.

Рассматривая режущее зерно в форме сферы радиусом R , определен коэффициент шлифования $K_{ш.р}$ с учетом отношения $\operatorname{tg} \psi = f$:

$$K_{ш.р} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma) = \frac{(1 - \operatorname{tg} \psi \cdot \operatorname{tg} \gamma)}{(\operatorname{tg} \psi + \operatorname{tg} \gamma)}. \quad (2.116)$$

Тригонометрическую функцию $\operatorname{tg} \gamma$ можно установить на основе расчетной схемы, приведенной на рис. 2.12:

$$\operatorname{ctg}(90^0 - \gamma) = \frac{OA}{AB} = \frac{R - a}{\sqrt{R^2 - (R - a)^2}} \approx \sqrt{\frac{R}{2a}}, \quad (2.117)$$

где a – толщина среза отдельным зерном круга, м.

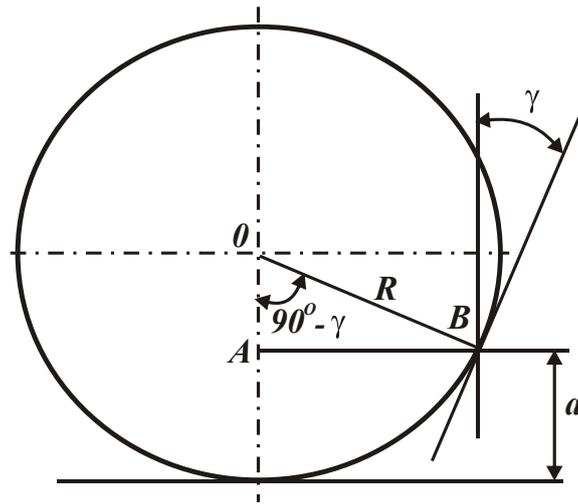


Рис. 2.12. Расчетная схема угла γ

Упрощенная зависимость (2.117) получена с учетом условия $R > a$. Как известно, $\text{ctg}(90^\circ - \gamma) = \text{tg}\gamma$, тогда зависимость (2.116) примет вид:

$$K_{ш.р} = \frac{\left(\sqrt{\frac{2a}{R}} - f\right)}{\left(f \cdot \sqrt{\frac{2a}{R}} + 1\right)} \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{a}{2R}} - f. \quad (2.118)$$

Условное напряжение резания σ_p и отношение $\sigma_p / K_{ш.р}$, исходя из зависимости (2.115), выразятся:

$$\sigma_p = \frac{\sigma_{сж}}{\left(\sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2}\right)}; \quad (2.119)$$

$$\frac{\sigma_p}{K_{ш.р}} = \frac{\sigma_{сж}}{2 \cdot \left(\sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2}\right)^2}. \quad (2.120)$$

Как видно, отношение $\sigma_p / K_{ш.р}$ тем меньше, чем больше отношение a/R и меньше коэффициент трения f . Исходя из зависимостей (2.119) и (2.120), при условии $\left(\sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2}\right) < 0$ процесс резания (стружкообразования) не происходит, возможен лишь процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала. В этом случае выполняется условие $\sigma_p / K_{ш.р} \rightarrow \infty$. Так, процесс резания начинается при значениях

$a/R > f^2/2$. Например, при $f = 0,2$ предельное значение $a/R = 0,02$, при $f = 0,3$, соответственно, $a/R = 0,045$, а при $f = 0,4$ предельное значение $a/R = 0,08$. Это согласуется с известными экспериментальными данными профессоров Богомолова М. И. и Крагельского И. В.

На рис. 2.13 показан характер изменения отношения $\sigma_p / K_{ш.р}$ от толщины среза a . Предельная толщина среза a , при которой процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала переходит в процесс резания (стружкообразования), исходя из зависимости (2.119), определяется:

$$a = 0,5 \cdot R \cdot f^2. \quad (2.121)$$

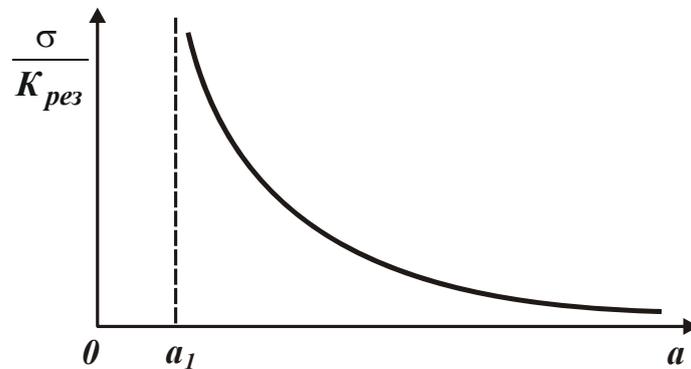


Рис. 2.13. Зависимость отношения $\sigma_p / K_{ш.р}$ от толщины среза a

Полученная зависимость позволяет принципиально по-новому объяснить закономерности изменения предельного отношения a/R . Как видно, оно выражается коэффициентом трения f : чем больше f , тем больше a/R . Причем, коэффициент трения f входит в зависимость (2.121) во второй степени, что показывает его значительное влияние на отношение a/R . Собственно, этим и объясняется значительный разброс известных экспериментальных предельных значений a/R (0,04 ... 0,17), при которых происходит переход от процесса упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала к процессу резания (стружкообразования). Таким образом, на основе проведенного анализа показано, что достичь высокой точности обработки можно как при абразивной, так и лезвийной обработках, реализуя во втором случае условия высокоскоростного резания. Это вытекает из преобразованной (относительно процесса точения) зависимости (2.111):

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{рез} \cdot c \cdot V}, \quad (2.122)$$

где $Q_{ном} = S \cdot V \cdot t$ – номинальная производительность обработки, м³/с;

S – подача, м/об.;

V – скорость резания, м/с.

Как видно, уменьшить величину y при заданной номинальной производительности обработки $Q_{ном}$ можно, в первую очередь, за счет увеличения скорости резания V . С другой стороны, увеличить $Q_{ном}$ при заданном значении y также можно за счет увеличения скорости резания V , т.е. применением высокоскоростного резания.

2.7. Условия повышения точности и производительности обработки рабочих поверхностей крупногабаритных деталей металлургического назначения с износостойкими наплавочными материалами

В настоящее время широко используются методы упрочнения рабочих (контактных) поверхностей ответственных изделий высокотвердыми износостойкими наплавочными материалами. Это кардинальным образом решает проблему повышения ресурса и надежности их работы. Однако при этом возникает проблема механической обработки данных поверхностей, в связи с:

- 1) высокой твердостью наплавленных материалов (HRC 62 – 63);
- 2) необходимостью съема больших припусков – до 7 мм на сторону и более;
- 3) высокими требованиями по точности, шероховатости и качеству поверхностного слоя обрабатываемых изделий.

Традиционно обработка наплавленных материалов производится шлифованием абразивными кругами и резанием лезвийными инструментами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов (СТМ). В ряде случаев оказалось эффективно применение алмазного шлифования, в особенности алмазного электроэрозионного шлифования, обеспечивающего поддержания в процессе высокой режущей способности алмазных кругов на высокопрочных металлических связках. Вместе с тем, эти методы показали хорошие результаты при обработке наплавленных материалов твердостью менее HRC 60. При обработке наплавленных материалов твердостью более HRC 60 проблема не решена. Особенно это относится к обработке рабочих контактных поверхностей (упрочненных наплавленными материалами твердо-

стью HRC 62 – 63) малых и больших конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей, которые изготавливаются в ПАО "Азовмаш" и на Мариупольском металлургическом комбинате имени Ильича, а также других крупногабаритных изделий металлургического назначения (прокатные валки и т.д.).

В настоящее время на этих предприятиях накоплен значительный опыт создания контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами, что стало важным фактором повышения их эксплуатационных характеристик. Освоены и применяются эффективные технологии нанесения износостойких наплавочных материалов, например, ПЛ-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC \geq 62, на контактные поверхности конусов и чаш. Они основаны на электродуговой автоматической наплавке ПЛ на установках типа У-50, У-75, У-125 м. Данные установки снабжены двухдуговыми аппаратами А-1640 и сварочными выпрямителями ВОУ-1601, ВСЖ-1600. Electroдами служат ленты ПЛ-АН 111, ПЛ-АН 101, ПЛ-АН 171, ПЛ-АН 179 и др. Благодаря упрочнению контактных поверхностей, удалось многократно повысить ресурс их работы. Однако при этом возникает чрезвычайно сложная задача механической обработки износостойких наплавочных материалов, поскольку их твердость достигает значений HRC 62 и более. Причем, данная задача возникает как на начальном этапе – после нанесения наплавочного материала на рабочую поверхность, так и на конечном этапе, когда необходимо удалить остатки изношенного слоя наплавочного материала для его повторного нанесения на рабочую поверхность, т.е. на этапе восстановления изношенной поверхности. Как показала практика, применение процесса точения резцами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов оказалось малоэффективным вследствие повышенного износа и низкой стойкости резцов. Поэтому обработка износостойких наплавочных материалов производится исключительно шлифованием с использованием абразивных кругов. Попытки применения алмазных кругов на высокопрочных металлических связках также не привели к положительным результатам, т.к. они быстро засаливаются и теряют режущую способность. Для восстановления их режущей способности традиционно используется периодическая или непрерывная электроэрозионная правка [91]. Однако в условиях высокопроизводительного съема припуска она оказалась малоэффективной, поскольку не удалось устранить засаливание алмазного круга в процессе шлифования. Все это ограничило применение алмазного шлифования. Единственно возможным методом обработки данных высокотвердых материалов оказался метод шлифования абразивными кругами, работающими в режиме

интенсивного износа и самозатачивания. Лишь обладая высокой режущей способностью, абразивный круг в состоянии производить съём данного труднообрабатываемого материала. При этом процесс шлифования характеризуется чрезвычайно низкой производительностью. В результате обработка контактной поверхности конуса или чаши длится несколько рабочих смен с большим расходом абразивных кругов, т.к. удельный износ круга (равный отношению объема изношенной части круга к объему снятого материала) принимает весьма большие значения (0,5 – 1). Проблема обработки усугубляется еще и относительно большой неравномерностью снимаемого припуска, составляющего 3 – 7 мм на сторону. Все это в конечном итоге усложняет возможности повышения производительности и точности обработки, особенно обеспечения высоких требуемых показателей точности формы поверхности при обработке крупногабаритных чаш и конусов диаметром до 5800 мм. Из этого следует, что проблема механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами по-прежнему остается актуальной, требующей новых технологических решений. В связи с этим, проведено обоснование условий повышения эффективности механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами на основе применения прогрессивных лезвийных и абразивных инструментов и рациональных режимов резания.

Для этого проведены сравнительные экспериментальные исследования процессов течения и круглого шлифования контактных поверхностей конусов (диаметром 5400 мм) засыпных аппаратов доменных печей, восстановленных с применением износостойкого наплавочного материала Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC ≥ 62 . Его химический состав: С – 5,77%; Cr – 35,43%; Ni – 38,55%; Si – 2,8%; Mn – 1,09%; В – 0,31%; Zr – 0,29%. Снимаемый припуск составлял 5 – 7 мм на сторону. Для осуществления процесса течения использовались резцы из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов различных фирм–производителей:

- LNMХ301940–TWR TT8020 (фирма Taegu Tec, Южная Корея);
- LNUX301940–SN– DM6615 (PRAMET, Чехия);
- SNMH250924HV UE6010 (Mitsubisi, Япония);
- SNMG190616 IC907 (Iscar, Израиль);
- вставка оснащена СТМ (композит 10).

Точение резцами из твердых сплавов производилось с режимом резания: скорость резания $V=30$ м/мин; глубина резания $t=1$ мм; подача $S=0,2–0,3$ мм/об. Точение резцами из СТМ (композит 10) производилось с $V=58$

м/мин; $t=0,5$ мм; $S=0,15-0,2$ мм/об, т.е. с меньшей производительностью обработки. Как установлено экспериментально, стойкость всех резцов из твердых сплавов оказалась приблизительно одинаковой, равной 25 минут, а стойкость резца из СТМ равна 20 минут. При этом установлено, что в процессе резания резец фирмы Taegu Тес подвергался равномерному изнашиванию, а на всех остальных резцах имели место сколы режущей кромки, которые, собственно, и определяли стойкость резцов.

Круглое наружное шлифование осуществлялось с использованием абразивных кругов: ПП 400x80x127 14А F40 СМК; ПП 400x80x127 54С F40 СМБ; ПП 400x80x127 25С F40 СМК. Режим шлифования: скорость вращения детали $V_{дет} = 23$ м/мин; поперечная подача $S_{поп} = 0,05$ мм/дв. ход; продольная подача $S_{прод} = 40$ мм/мин (или $S_{прод} = 28$ мм/об.). Шлифование производилось без применения смазочно-охлаждающей жидкости.

Необходимо отметить, что режимы резания при точении и шлифовании были выбраны из условия примерно одинаковой производительности обработки. Так, при точении она равна 9000 мм³/мин, а при шлифовании – 15700 мм³/мин.

Экспериментальные исследования процесса шлифования показали, что наилучшие результаты достигаются при использовании абразивного круга ПП 400x80x127 14А F40 СМК. Его стойкость до полного износа составила 8 часов, тогда как стойкость абразивного круга ПП 400x80x127 54С F40 СМБ – 2 часа, а абразивный круг ПП 400x80x127 25С F40 СМК оказался неработоспособным в связи с засаливанием и разрушением.

Из этого вытекает, что стойкость резцов из твердых сплавов несоизмеримо меньше стойкости абразивного круга ПП 400x80x127 14А F40 СМК. Следовательно, расходы, связанные с износом резцов (в зависимости от их стоимости), могут превышать расходы, связанные с износом и потреблением абразивных кругов. Поэтому с этой точки зрения применение процесса шлифования более эффективно, чем процесса точения. Этим можно объяснить то, что в настоящее время на предприятиях, занимающихся обработкой контактных (рабочих) поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей, применяется круглое наружное и внутреннее шлифование, хотя и оно осуществляется с относительно низкой производительностью и требует совершенствования.

Основной причиной низкой производительности шлифования следует рассматривать чрезвычайно низкую жесткость технологической системы, со-

зданной на базе токарно-карусельного станка (жесткость составляет всего 3000 Н/мм), что вызывает возникновение значительных упругих перемещений. Данный вывод вытекает из аналитической зависимости (2.108) для определения величины упругого перемещения при круглом шлифовании по жесткой схеме [69].

Как следует из рис. 2.10,а, полученного на основе зависимости (2.108), с увеличением количества проходов круга n величина упругого перемещения y увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $y_{уст}$, который может во много раз превышать номинальную глубину шлифования t . Так, теоретически установлено, что для относительно небольшой жесткости технологической системы безразмерный параметр $B_1 > 1$, а для большой жесткости $B_1 < 1$. Чтобы исключить или уменьшить переходной процесс при шлифовании в случае $B_1 > 1$ (рис. 2.10,а) и повысить эффективность обработки, необходимо в технологической системе создать начальный натяг, равный $y_{уст}$:

$$y \approx y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}} \quad (2.123)$$

и обработку производить в установившемся режиме, а в конце цикла – произвести выхаживание (рис. 2.14). Такой цикл шлифования применяется на практике, однако, как теоретически доказано, недостаточно производителен. Более производительным является цикл, обеспечивающий заданную точность обработки и включающий этап ускоренного создания в технологической системе начального натяга $y_{уст}$, а затем шлифование по схеме выхаживания (рис. 2.15). Основное время обработки в этом случае определяется в соответствии с зависимостью

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left(\frac{y_{уст}}{y_0} \right), \quad (2.124)$$

где $D_{дет}$, l – диаметр и длина обрабатываемой детали, м;

y_0 – заданная погрешность обработки, м.

В случае $\Pi \gg y_{уст}$ (где Π – величина снимаемого припуска, м) целесообразно использовать цикл шлифования, показанный на рис. 2.14. В этом случае между величиной $y_{уст}$ и номинальной производительностью обработки $Q_{ном}$ существует пропорциональная связь, определяемая зависимостью (2.123). Следовательно, основными условиями повышения $Q_{ном}$ с учетом ограничения по точности обработки являются (рис. 2.16): применение много-

проходного, глубинного шлифования и шлифования по упругой схеме, поскольку, согласно зависимости (2.123), величина $y_{уст}$ не зависит от схемы шлифования, а определяется номинальной производительностью $Q_{ном}$.

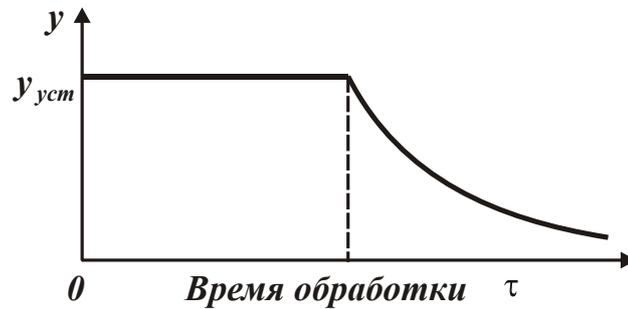


Рис. 2.14. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ (цикл шлифования, включающий этап черного шлифования и выхаживания)

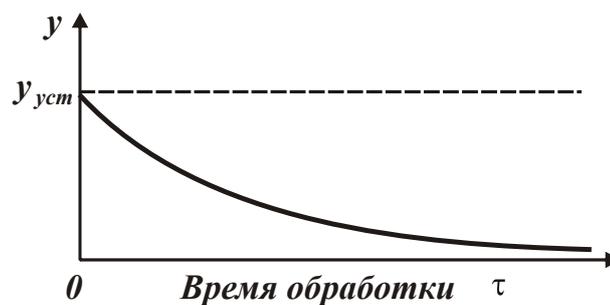


Рис. 2.15. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ (оптимальный цикл шлифования)



Рис. 2.16. Структурная схема условий повышения производительности обработки

В этом случае фактическая глубина шлифования t_{ϕ} равна номинальной глубине шлифования t (рис. 2.10,б) и шлифование по жесткой схеме обеспечит постоянство во времени производительности обработки, определяемой из условия:

$$y_{уст} = B_1 \cdot t = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma \cdot t}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (2.125)$$

где $D_{дет}$ – диаметр детали, м;

$S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Откуда

$$Q = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot y_{уст}}{\sigma}. \quad (2.126)$$

Производительность обработки тем больше, чем больше параметры $y_{уст}$, c , $V_{кр}$ и $K_{ш} / \sigma$. Естественно, увеличивая $y_{уст}$, можно существенно увеличить производительность обработки Q . Однако, как известно, существует предельная производительность обработки, определяемая прочностными свойствами рабочей поверхности круга, превышение которой приводит к интенсивному износу круга, а возможно и к потере его режущей способности. Существенным ограничением производительности обработки является также возбуждение в технологической системе интенсивных колебаний вследствие трения связки круга с обрабатываемым материалом [32]. Поэтому для эффективного ведения процесса шлифования необходимо обработку производить с оптимальной производительностью, при которой круг работает в режиме равномерного износа и самозатачивания. Работа круга в режиме затупления требует его периодической правки, что не всегда эффективно. Работа круга в режиме самозатачивания также способствует уменьшению энергоёмкости обработки σ и увеличению коэффициента $K_{ш} = P_z / P_y$, что обеспечивает уменьшение величины $y_{уст}$ и соответственно снижение силовой напряженности процесса резания, т.к. тангенциальная составляющая силы резания $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ будет уменьшаться при заданной производительности обработки. Из этого вытекает, что лишь обеспечивая высокую режущую способность круга, выражающуюся в снижении σ и увеличении коэффициента $K_{ш} = P_z / P_y$, можно добиться уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования и соответственно повышения точности и качества

обрабатываемых поверхностей. Практическим воплощением данного теоретического решения может быть применение высокопористых крупнозернистых абразивных кругов, работающих в режиме интенсивного самозатачива- ния и характеризующихся высокой режущей способностью.

В случае круглого продольного шлифования

$$Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot t. \quad (2.127)$$

Исходя из полученной зависимости, для заданной (предельной) произ- водительности обработки Q шлифование можно производить по двум схе- мам: обычного многопроходного шлифования и глубинного шлифования. В первом случае обработка производится с небольшой глубиной шлифования t и повышенной скоростью продольной подачи $S_{прод}$. Во втором случае, наоборот, с небольшой $S_{прод}$ и увеличенной глубиной шлифования t . В двух случаях эффект обработки будет один и тот же, т.к. реализуется одна и та же производительность обработки Q . Вместе с тем, увеличение $S_{прод}$ предпола- гает увеличение скорости детали $V_{дет}$, а это, как известно, ведет к увеличе- нию средней толщины среза и при шлифовании обеспечивается работа круга в режиме самозатачива- ния, что важно с точки зрения уменьшения энергоем- кости обработки σ . В связи с этим, целесообразно обработку производить по схемам многопроходного шлифования с увеличенными значениями $S_{прод}$, $V_{дет}$ и небольшой глубиной шлифования t .

В общем случае

$$V_{дет} = S_{прод} \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет}}{B_1}, \quad (2.128)$$

где B_1 – продольная подача, м/об.

Как видно, скорость детали $V_{дет}$ зависит от отношения $S_{прод} / B_1$. Одно и то же значение $V_{дет}$ можно достичь за счет пропорционального увеличения параметров $S_{прод}$ и B_1 , что имеет место для рассмотренного выше случая. Та- кого же значение $V_{дет}$ можно достичь за счет пропорционального уменьше- ния параметров $S_{прод}$ и B_1 . Очевидно, уменьшение $S_{прод}$, согласно зависимо- сти (2.127), предполагает увеличение глубины шлифования t с целью обеспе- чения постоянства производительности обработки Q . Таким образом, с оди- наковой эффективностью одну и ту же производительность обработки Q можно реализовать при одном значении $V_{дет}$, но разных значениях $S_{прод}$ и t .

При небольшом значении $S_{прод}$ и увеличенном значении t реализуется схема глубинного шлифования, а при увеличенном значении $S_{прод}$ и небольшой глубине шлифования t реализуется схема многопроходного шлифования. Как известно, схема многопроходного шлифования характеризуется большим вспомогательным временем обработки, поэтому с этой точки зрения целесообразно использовать схему глубинного шлифования с весьма малой скоростью продольной подачи $S_{прод}$ и увеличенной скоростью детали $V_{дет}$. В принципе к такому же результату можно прийти, используя схему многопроходного шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами. В этом случае

$$Q = H \cdot V_{дет} \cdot t . \quad (2.129)$$

При относительно небольшой глубине шлифования, т.е. в условиях многопроходного шлифования, можно реализовать достаточно большие значения $V_{дет}$, что будет способствовать работе круга в режиме самозатачивания, обеспечивая его высокую режущую способность и снижение энергоемкости обработки σ . Это в свою очередь, приведет к снижению силовой и тепловой напряженности процесса шлифования, повышению качества и точности обрабатываемых поверхностей. Таким образом, для эффективного ведения процесса круглого шлифования можно использовать схему глубинного продольного шлифования с небольшой скоростью продольной подачи $S_{прод}$ или схему многопроходного шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами. Обе схемы целесообразно осуществлять с повышенными значениями скорости детали $V_{дет}$. Данные схемы успешно реализованы на операциях круглого шлифования малых и больших конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей в производственных условиях ОАО "Азовмаш" и ПАО "Металлургический комбинат имени Ильича" (г. Мариуполь) [67]. Обработка производится на токарно-карусельном станке, оснащенном шлифовальной головкой, установленной на суппорте станка с мощностью электродвигателя 18 кВт. Для обработки используются абразивные круги из электрокорунда нормального (14А) на бакелитовой связке ВФ (усиленной стекловолокном) крупной зернистости: 16–22 (по FEPA размер зерна 1,6 – 0,8 мм соответственно) ПП 500×63×203 14А СТ2 ВФ. Эта связка характеризуется большей хрупкостью и обеспечивает более высокую режущую способность круга благодаря реализации работы круга в режиме интенсивного самозатачивания. Режимы шлифования: $t = 0,1 \dots 0,2$ мм; $V_{дет} = 50 \dots 120$ м/мин;

$S_{прод} < 42$ мм/мин (долевая продольная подача $S_{\partial} < 0,1$). По сути, реализована схема круглого продольного глубинного шлифования с заданным натягом в технологической системе. В результате обеспечивается шероховатость поверхности при предварительном шлифовании – $R_a=1,2 \dots 1,7$ мм, при окончательном шлифовании – $R_a=0,6 \dots 0,8$ мм, что соответствует требованиям на обработку. Обеспечиваются также требуемые показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей при окончательном шлифовании. Трудоемкость обработки снижена в 2 раза по сравнению с ранее применявшейся технологией обычного многопроходного шлифования. Необходимо отметить, что упрочнение контактных поверхностей чаш и конусов износостойкими наплавочными материалами позволило в несколько раз повысить срок их работы.

Выводы

1. Предложены упрощенный и уточненный подходы к расчету упругих перемещений, возникающих в технологической системе, при механической обработке, что позволило научно обоснованно подойти к определению оптимальных условий обработки, обеспечивающих максимально возможную производительность с учетом ограничений по точности обрабатываемых поверхностей. Показано, что с течением времени обработки при врезном шлифовании или с увеличением количества проходов при продольном шлифовании величина упругого перемещения непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к установившемуся значению, определяемому заданными условиями обработки. Поэтому, создавая в технологической системе начальный натяг, равный установившемуся значению упругого перемещения, можно исключить переходной процесс при шлифовании по жесткой схеме и повысить производительность обработки. На практике данное условие реализовано, например, в круглошлифовальных станках, за счет создания ускоренного врезания круга в обрабатываемую деталь с целью создания начального натяга в технологической системе. Установлено также, что с течением времени обработки упругое перемещение непрерывно уменьшается, а это позволяет существенно уменьшить погрешности обработки на этапе выхаживания при шлифовании.

2. Доказано, что наиболее производительной схемой шлифования, обеспечивающей заданную точность обработки, является схема выхаживания, т.е. упругая схема шлифования с начальным натягом в технологической си-

стеме, равным в идеале величине снимаемого припуска. Показана определяющая роль энергоемкости обработки в снижении упругого перемещения и соответственно повышении точности и производительности обработки. Установлено, что с целью повышения точности обработки на финишных операциях целесообразно использовать алмазно-абразивный инструмент, характеризующийся высокой режущей способностью при условии его эффективной правки, а также использовать ультразвуковые колебания и вибрации и т.д.

3. Определены условия обработки, при которых возможно исправление погрешности формы заготовки. Доказана определяющая роль снижения энергоемкости обработки в исправлении погрешности формы заготовки, которая обусловлена геометрией режущей части абразивного зерна (или лезвийного инструмента) и интенсивности трения в зоне резания. Теоретически установлено, что в процессе финишной обработки лезвийным инструментом энергоемкость обработки меньше, чем при шлифовании. Это предопределяет эффективность перехода от шлифования к лезвийной обработке, особенно, к процессу высокоскоростного резания на финишных операциях.

4. Разработаны практические рекомендации по повышению долговечности и надежности работы конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей путем упрочнения контактных поверхностей износостойкими наплавочными материалами и их последующей механической обработки с целью придания им требуемых параметров точности и качества. Проведены сравнительные экспериментальные исследования процессов точения и шлифования контактных поверхностей с износостойкими наплавочными материалами и доказана эффективность применения процесса шлифования. Теоретически обоснована целесообразность осуществления процесса шлифования по схеме глубинного продольного шлифования с созданием начального натяга в технологической системе. Разработана эффективная технология круглого шлифования контактных поверхностей с износостойкими наплавочными материалами, обеспечивающая повышение производительности обработки и достижение высоких требуемых показателей точности и качества обработки. Это позволило в несколько раз повысить срок работы конусов и чаш.

Раздел 3

Определение условий повышения точности и производительности механической обработки на основе баланса перемещений в технологической системе

3.1. Математическая модель баланса перемещений в технологической системе

При определении условий повышения точности и производительности механической обработки важно располагать теоретическими решениями, учитывающими баланс перемещений в технологической системе с учетом упругих перемещений в технологической системе. Эти решения чрезвычайно важны для процессов финишной абразивной обработки, в частности процессов шлифования, заточки инструментов и т.д. Необходимо отметить, что в данном направлении проведено достаточно большое количество исследований, однако проблема в полном объеме не решена. Отсутствуют аналитические решения об изменении величины упругого перемещения y в технологической системе с течением времени обработки τ , причем в упрощенном варианте, применимом для инженерных расчетов. Поэтому актуальна задача определения упругих перемещений и производительности при механической обработке на основе баланса перемещений в технологической системе.

Приведенная зависимость (2.20) определяет величину упругого перемещения y в начальный момент обработки. Для более полного представления о возможностях управления величиной y в процессе резания по жесткой схеме важно располагать решением об изменении величины y с течением времени обработки. Предположим, что в процессе резания обрабатываемый прямолинейный образец движется с фиксированной скоростью V_0 (равной скорости непрерывной поперечной подачи) по нормали к режущему инструменту. Вследствие возникновения упругого перемещения y в технологической системе, скорость движения образца уменьшится до величины V_ϕ . Уравнение баланса перемещений в технологической системе в упрощенном виде опишется:

$$V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y, \quad (3.1)$$

где τ – время обработки, с.

Представляя $V_\phi = Q_\phi / F$ (где Q_ϕ – фактическая производительность обработки, м³/с; F – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м²), величина упругого перемещения y выражается зависимостью:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot Q_\phi}{c \cdot K_{рез} \cdot V}, \quad (3.2)$$

где $S = Q_\phi / V$ – площадь поперечного сечения среза, м²;

V – скорость резания (при шлифовании $V = V_{кр}$ – скорость шлифовального круга), м/с.

С учетом зависимости $V_0 = Q_0 / F$ уравнение (3.1) разрешено относительно величины Q_ϕ :

$$Q_\phi = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)}, \quad (3.3)$$

где Q_0 – номинальная производительность обработки, м³/с.

Как видно, при резании по жесткой схеме фактическая производительность обработки Q_ϕ , во-первых, меньше номинальной производительности обработки Q_0 , во-вторых, увеличивается с течением времени обработки τ , асимптотически приближаясь к установившемуся значению Q_0 (рис. 3.1). Произведение $V \cdot \tau$ в знаменателе зависимости (3.3) определяет длину пути резания L . При резании однолезвийным инструментом (например, при точении цилиндрической заготовки) величина L зависит от скорости вращения обрабатываемой заготовки (скорости резания), а при резании многолезвийным инструментом (фрезой, шлифовальным кругом и т.д.) – от скорости вращения инструмента.

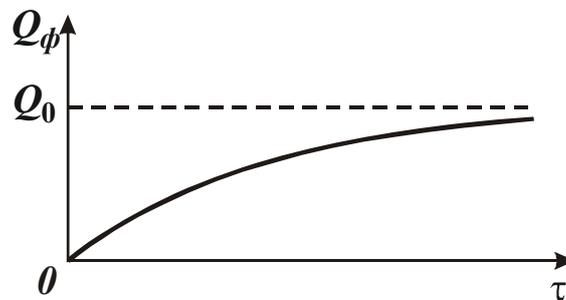


Рис. 3.1. Зависимость фактической производительности обработки Q_ϕ от времени обработки τ

С учетом сказанного, зависимость (3.3) примет вид:

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot L}\right)}. \quad (3.4)$$

Кроме величины L , в знаменатель зависимости (3.4) входят отношения $K_{рез}/\sigma$ и c/F . С их увеличением фактическая производительность обработки Q_{ϕ} увеличивается. Отношение c/F определяет жесткость технологической системы, приходящейся на единицу площади поперечного сечения обрабатываемого образца. Величина упругого перемещения y при этом описывается зависимостью (3.2) с учетом зависимости (3.4):

$$y = \frac{Q_0}{\left(\frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma} + \frac{F}{\tau}\right)}. \quad (3.5)$$

Исходя из зависимости (3.5), величина y изменяется по закону изменения фактической производительности обработки Q_{ϕ} (рис. 3.1), т.е. с течением времени обработки увеличивается, асимптотически приближаясь к своему номинальному значению (рис. 3.2):

$$y_{ном} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{рез} \cdot V}. \quad (3.6)$$

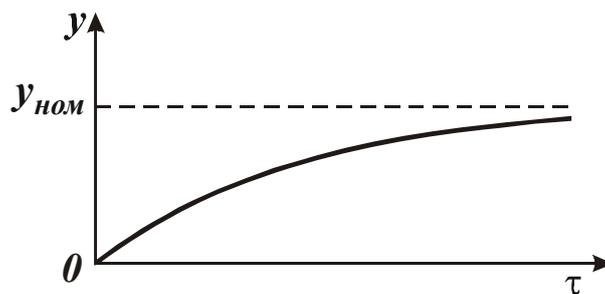


Рис. 3.2. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ

Уменьшить $y_{ном}$ можно увеличением соотношения $K_{рез}/\sigma$, жесткости технологической системы c и уменьшением площади поперечного сечения среза $S = Q_0/V$ (при шлифовании – площади поперечного сечения среза всеми одновременно работающими режущими зёрнами шлифовального круга).

Зависимость (3.5) с учетом зависимости (3.6) примет вид:

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (3.7)$$

Приведенные расчетные зависимости справедливы при непрерывной поперечной подаче. При дискретной поперечной подаче время обработки τ необходимо представить в виде: $\tau = n \cdot \tau_0$, где n – число дискретных подач (количество проходов инструмента); τ_0 – длительность одной дискретной подачи (прохода), с. По сути, решение остается прежним.

Как известно, для уменьшения величины упругого перемещения y и повысить фактическую производительность обработки Q_ϕ , необходимо в технологической системе перед началом обработки создать определенный натяг y_0 . Тогда уравнение баланса перемещений (3.1) выразится:

$$y_0 + V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (3.8)$$

Физически это означает, что в начальный момент обработки ($\tau = 0$) образец имеет не нулевое, а вполне конкретное перемещение $y_0 > 0$. При резании без поперечной подачи ($V_0 = 0$), т.е. при выхаживании, уравнение (3.8) упростится и примет вид:

$$y_0 = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (3.9)$$

Таким образом, получены простые уравнения (3.8) и (3.9), используя которые можно проанализировать поведение технологической системы для различных случаев обработки. После соответствующих преобразований из уравнения (3.8) определяется фактическая производительность обработки

$$Q_\phi = \frac{\left(Q_0 + y_0 \cdot \frac{F}{\tau}\right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (3.10)$$

В отличие от аналогичной зависимости (3.3), зависимость (3.10) имеет более сложный вид. Характер изменения фактической производительности обработки Q_ϕ во времени τ зависит от интенсивностей изменения числителя и знаменателя зависимости (3.10) во времени τ . Если преобладает интенсивность изменения знаменателя, то фактическая производительность обработки Q_ϕ с течением времени увеличивается. Если же преобладает интенсивность изменения числителя, то наоборот, фактическая производительность обработки уменьшается. При равенстве интенсивностей изменения числителя и

знаменателя, фактическая производительность обработки Q_ϕ постоянна во времени. Это возможно, если в преобразованной зависимости (3.10):

$$Q_\phi = Q_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{y_0 \cdot F}{Q_0 \cdot \tau}\right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)} \quad (3.11)$$

выполняется условие

$$y_0 = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \quad (3.12)$$

Как видно, зависимости (3.12) и (3.6) идентичны. Следовательно, для того чтобы фактическая производительность обработки Q_ϕ была равна номинальной производительности обработки Q_0 на протяжении всего времени обработки τ , необходимо в технологической системе создать начальный натяг y_0 , равный номинальному значению упругого перемещения $y_{ном}$.

Очевидно, при $y_0 > y_{ном}$, исходя из зависимости (3.11), выполняется условие $Q_\phi > Q_0$. При $y_0 < y_{ном}$, наоборот, – условие $Q_\phi < Q_0$. Графически характер изменения фактической производительности обработки Q_ϕ во времени показан на рис. 3.3.

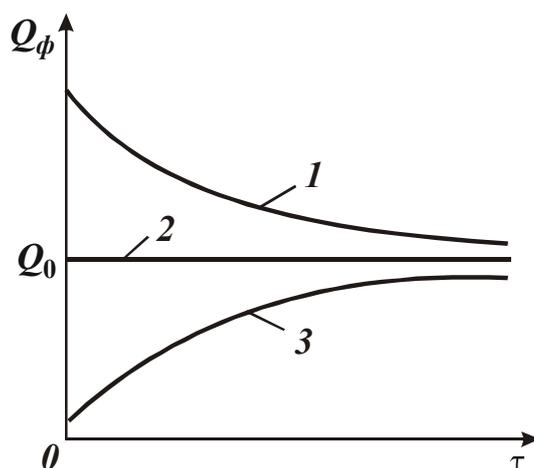


Рис. 3.3. Зависимость фактической производительности обработки Q_ϕ от времени обработки τ : 1 – $y_0 > y_{ном}$; 2 – $y_0 = y_{ном}$; 3 – $y_0 < y_{ном}$

При условии $y_0 > y_{ном}$ фактическая производительность обработки Q_ϕ уменьшается с течением времени обработки, асимптотически приближаясь к

значению номинальной производительности обработки Q_0 . При условии $y_0 < y_{ном}$, наоборот, увеличивается, также асимптотически приближаясь к значению Q_0 . Причем, при условии $y_0 < y_{ном}$ в начальный момент обработки $Q_\phi > 0$, тогда как в случае $y_0 = 0$ (рис. 3.1) справедливо $Q_\phi = 0$.

Исходя из общего решения, представленного зависимостью (3.10) с учетом зависимости (3.2), определена величина упругого перемещения y :

$$y = y_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{Q_0 \cdot \tau}{y_0 \cdot F}\right)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (3.13)$$

Величина упругого перемещения y , согласно зависимости (3.2), изменяется по закону фактической производительности обработки Q_ϕ , т.е. графики изменения Q_ϕ (рис. 3.3) и y (рис. 3.4) имеют один вид.

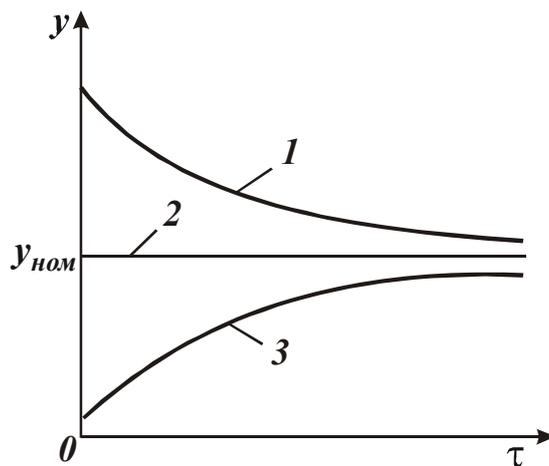


Рис. 3.4. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ : 1 – $y_0 > y_{ном}$; 2 – $y_0 = y_{ном}$; 3 – $y_0 < y_{ном}$

Как следует из зависимости (3.13), основным путем уменьшения величины y является исключение второго слагаемого, входящего в числитель зависимости, т.к. с увеличением времени обработки τ оно увеличивается. Реализовать это условие можно при $Q_0 = 0$, т.е. используя, например, цикл шлифования, включающий лишь этап выхаживания.

Из уравнения (3.8) не сложно определить оптимальный цикл обработки, реализующий максимально возможную производительность обработки с учетом ограничения по величине y (по точности обработки). Для этого в урав-

нении (3.8) следует выразить: $V_{\phi} = (y_0 - y)/\tau$, тогда

$$V_0 \cdot \tau = 0. \quad (3.14)$$

Условие (3.14) выполняется при значении $V_0 = 0$. Следовательно, оптимальный цикл обработки включает лишь этап выхаживания (рис. 3.5), что согласуется с выводом, приведенным выше.

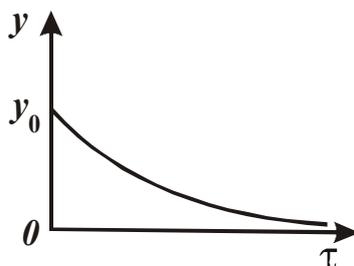


Рис. 3.5. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ для случая $Q_0 = 0$ ($V_0 = 0$)

Вторым по эффективности следует рассматривать цикл обработки, включающий этап резания по жесткой схеме с предварительным натягом y_0 в технологической системе, определяемым по зависимости (3.12), и этап выхаживания (рис. 3.6).

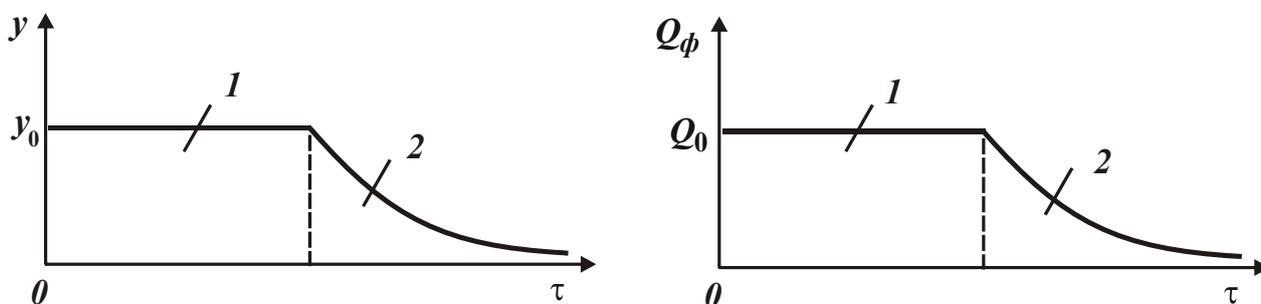


Рис. 3.6. Зависимости величины упругого перемещения y (а) и фактической производительности обработки Q_{ϕ} (б) от времени обработки τ :

1 – этап резания по жесткой схеме; 2 – этап выхаживания

Достоинство данного решения состоит в том, что оно получено на основе использования простых алгебраических уравнений, не требующих при решении применения сложного дифференциального и интегрального исчисления.

Преобразуя зависимость (3.11), можно определить фактическую производительность обработки Q_{ϕ} при выхаживании:

$$Q_{\phi} = \frac{y_0}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V} + \frac{\tau}{F} \right)} \quad (3.15)$$

или

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F} \right)}. \quad (3.16)$$

Сравнивая зависимости (3.16) и (3.3), нетрудно видеть, что они отличаются лишь вторым слагаемым в знаменателе. Причем, это слагаемое определяется одной величиной $\alpha = \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma \cdot F}$, которая входит в знаменатель зависимости (3.3) в степени -1 , а в знаменатель зависимости (3.16) – в степени $+1$. Следовательно, в первом случае фактическая производительность обработки во времени увеличивается, а во втором случае – уменьшается.

Зависимости (3.16) и (3.3) можно представить в виде:

$$\beta_1 = \frac{Q_{\phi}}{Q_0} = \frac{1}{(1 + \alpha \cdot \tau)}; \quad (3.17)$$

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau} \right)}, \quad (3.18)$$

где β_1 , β_2 – относительные значения фактической производительности обработки.

Графически характер изменения функций β_1 и β_2 от времени обработки τ показан на рис. 3.7. Предположим, что функции β_1 и β_2 связаны зависимостью:

$$\beta_2 = 1 - \beta_1. \quad (3.19)$$

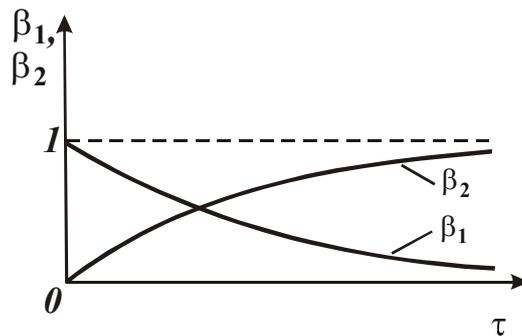


Рис. 3.7. Общий вид функций β_1 и β_2 .

После подстановки зависимости (3.17) в (3.19), имеем:

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau}\right)}, \quad (3.20)$$

т.е. в результате получена зависимость, идентичная зависимости (3.18). Это указывает на то, что функции β_1 и β_2 являются противоположными, и для них справедливо соотношение (3.19).

С физической точки зрения это означает, что процесс резания по жесткой схеме, осуществляемый с непрерывной поперечной подачей и описываемый зависимостью (3.3) или в относительных величинах зависимостью (3.18), является противоположным процессу выхаживания, описываемому соответственно зависимостями (3.16) и (3.17). При этом выполняется условие (3.12).

По длительности оба рассматриваемых процесса одинаковы, т.е. время, затрачиваемое на создание соответствующего натяга в технологической системе, равно времени на его устранение в процессе выхаживания (рис. 3.8).

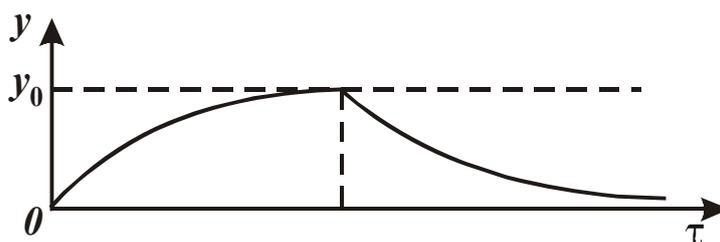


Рис. 3.8. Изменение величины y на этапах врезания и выхаживания

Поскольку оба процесса математически взаимосвязаны, располагая данными об одном из них, можно расчетным путем установить характеристики второго процесса. Анализ зависимости (3.11) и графика, приведенного на рис. 3.3, показывает, что стабилизировать процесс резания во времени по производительности обработки можно при выполнении условия (3.12), т.е. при одном вполне конкретном значении y_0 . При других значениях y_0 фактическая производительность обработки Q_{ϕ} , а, соответственно, и величина упругого перемещения y , будут изменяться во времени и процесс будет протекать в неустановившемся режиме, что мало эффективно. Это следует рассматривать как существенный недостаток жесткой схемы обработки, в особенности, если по длительности переходный процесс превышает время обработки заготовки на станке.

Каким же путем можно добиться стабилизации процесса обработки во времени для различных условий обработки? Для ответа на поставленный вопрос следует обратиться к зависимости (3.12). Производительность обработки Q_0 постоянна при обеспечении постоянства во времени величин y_0 и $K_{рез} / \sigma$. Величина упругого перемещения y_0 (или y), как следует из зависимости (3.2), определяется радиальной составляющей силы резания P_y . Поэтому, используя упругую схему резания с фиксированным значением силы P_y , можно стабилизировать во времени величину y , а, следовательно, производительность и другие параметры обработки. Сделанный вывод подтверждается практикой резания, особенно практикой абразивной и алмазно-абразивной обработки, где широко используется упругая схема резания.

Использование упругой схемы является необходимым, но не достаточным условием повышения эффективности обработки с точки зрения стабилизации параметров процесса во времени. Достаточным условием следует рассматривать стабилизацию во времени отношения $K_{рез} / \sigma$, определяющего режущую способность инструмента. Как известно, данное отношение по мере износа и затупления инструмента уменьшается во времени, что ведет к уменьшению производительности обработки Q_0 , исходя из зависимости (3.12). При абразивной и алмазно-абразивной обработке стабилизировать во времени данное отношение можно, реализуя режим самозатачивания абразивного (алмазно-абразивного) инструмента или применяя эффективные методы его правки. При лезвийной обработке важно обеспечить более высокую стойкость режущего инструмента, используя, например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов и т.д.

При резании по упругой схеме с фиксированным значением силы P_y производительность обработки Q_0 и величина упругого перемещения y определяются главным образом значением этой силы. Чем больше P_y , тем больше Q_0 и y . Поэтому, уменьшить величину y можно уменьшением P_y , реализуя на финишных операциях весьма малые значения P_y . Однако, это приводит к существенному снижению производительности обработки. Более целесообразно в этих случаях, как установлено выше, использовать схему выхаживания, т.е. схему резания с начальным натягом в технологической системе y_0 .

При резании по жесткой схеме, исходя из зависимости (3.11), фактическая производительность обработки $Q_{ф}$ во многом определяется произведе-

нием $K_{рез} \cdot \tau / \sigma$. Экспериментально установлено, что отношение $K_{рез} / \sigma$ изменяется по закону τ^{-z} , где $0 < z < 1$. Следовательно, произведение $K_{рез} \cdot \tau / \sigma$ увеличивается во времени, что в конечном итоге приводит к увеличению фактической производительности обработки $Q_{ф}$.

Данная закономерность справедлива для процесса резания с непрерывной поперечной подачей. При дискретной поперечной подаче, как отмечалось выше, время обработки τ следует рассматривать в виде $\tau = n \cdot \tau_0$, где n – количество проходов, τ_0 – длительность одного прохода. В этом случае произведение $K_{рез} \cdot n / \sigma$ с увеличением n , при достижении определенного значения τ_0 , может увеличиваться, что приведет к уменьшению фактической производительности обработки $Q_{ф}$. Например, установлено, что при круглом наружном продольном шлифовании длинных заготовок алмазным кругом на металлической связке происходит существенное снижение режущей способности круга за один его продольный ход. В результате произведение $K_{рез} \cdot n / \sigma$ уменьшается с увеличением количества проходов n , что снижает производительность обработки и увеличивает упругие перемещения в технологической системе. Следовательно, для обеспечения более высокой производительности обработки необходимо использовать жесткую схему резания с непрерывной поперечной подачей, увеличивая ширину резания за счет применения многолезвийных инструментов. Подтверждением тому являются разнообразные процессы абразивной и алмазно-абразивной обработки, широко применяемые на практике и основанные на использовании схемы обработки с непрерывной поперечной (радиальной) подачей, например, процессы врезного шлифования, доводки плоских поверхностей деталей и т.д.

Увеличение площади контакта инструмента с обрабатываемой заготовкой так же способствует достижению более высокой плоскостности и параллельности обработки, т.е. повышению точности обработки.

3.2. Классификация схем механической обработки по характеру изменения радиальной составляющей силы резания P_y и величины упругого перемещения y

Радиальная составляющая силы резания $P_y = c \cdot y$ с учетом зависимости (3.13) может быть выражена зависимостью:

$$P_y = P_{y_{ном}} \cdot \frac{\left(1 + \frac{P_{y_0} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}, \quad (3.21)$$

где $P_{y_0} = c \cdot y_0$;

$P_{y_{ном}} = c \cdot y_{ном}$.

Характер изменения P_y с течением времени обработки τ для различных соотношений параметров P_{y_0} и $P_{y_{ном}}$ (а также соотношений параметров y_0 и $y_{ном}$) показан на рис. 3.9. Данный характер изменения P_y аналогичен характеру изменения величины упругого перемещения y , показанному на рис. 3.4, что связано с линейной зависимостью величин P_y и y , поскольку $P_y = c \cdot y$.

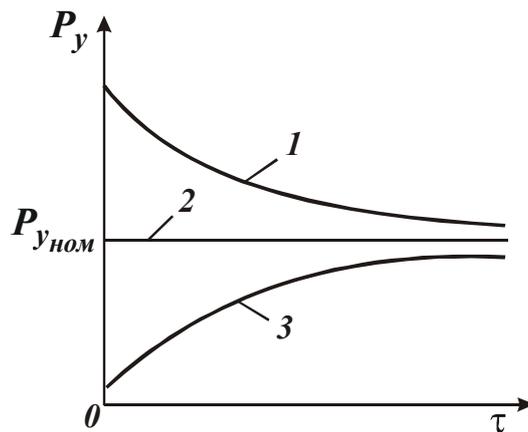


Рис. 3.9. Зависимость параметра P_y от времени обработки τ :

1 – $P_{y_0} > P_{y_{ном}}$ ($y_0 > y_{ном}$); 2 – $P_{y_0} = P_{y_{ном}}$ ($y_0 = y_{ном}$); 3 – $P_{y_0} < P_{y_{ном}}$ ($y_0 < y_{ном}$)

Исходя из рис. 3.9, можно сделать следующие выводы:

1. При обработке по жесткой схеме ($Q_0 = const$) радиальная составляющая силы резания P_y с течением времени обработки будет увеличиваться или в лучшем случае оставаться постоянной в зависимости от характера изменения отношения $K_{рез} / \sigma$. Поэтому жесткую схему обработки следует рассматривать как схему с увеличивающейся во времени радиальной составляющей силы резания P_y и, соответственно, величиной упругого перемещения y .

2. Схему выхаживания в связи с уменьшением во времени производительности обработки следует рассматривать как схему с уменьшающимися во времени параметрами P_y и y .

На основании сказанного, все возможные схемы обработки можно классифицировать по признаку характера изменения во времени параметров P_y и y :

1) схемы, характеризующиеся увеличением во времени параметров P_y и y (для условий $P_{y_0} < P_{y_{ном}}$; $y_0 < y_{ном}$);

2) схемы, характеризующиеся постоянством во времени параметров P_y и y (для условий $P_{y_0} = P_{y_{ном}}$; $y_0 = y_{ном}$);

3) схемы, характеризующиеся уменьшением во времени параметров P_y и y (для условий $P_{y_0} > P_{y_{ном}}$; $y_0 > y_{ном}$).

Для первой схемы зависимость (3.21) с учетом $P_{y_0} = 0$ принимает вид:

$$P_y = \frac{P_{y_{ном}}}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}. \quad (3.22)$$

Для второй схемы зависимость (3.21) с учетом $P_y = P_{y_{ном}}$ принимает вид:

$$P_{y_0} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{рез} \cdot V}. \quad (3.23)$$

Как показано выше, реализовать условие $y = y_0$ целесообразно за счет применения упругой схемы обработки с фиксированным радиальным усилием P_{y_0} . Используя зависимость (3.23), можно провести анализ технологических возможностей данной схемы.

С течением времени обработки по мере снижения режущей способности инструмента отношение $\sigma / K_{рез}$ увеличивается. При условии $P_{y_0} = c \cdot y_0 = const$ это приведет к уменьшению производительности обработки. Следовательно, в зависимости (3.23) вместо номинальной производительности Q_0 необходимо рассматривать фактическую производительность $Q_{ф}$, которая, исходя из зависимости (3.23), выразится:

$$Q_{ф} = \frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot V \cdot P_{y_0}. \quad (3.24)$$

Для стабилизации величины Q_ϕ на определенном уровне, например, на уровне $Q_\phi = Q_0$, в связи с затуплением инструмента и уменьшением отношения $K_{рез}/\sigma$, исходя из зависимости (3.24), необходимо увеличить скорость резания V при условии $P_{y_0} = c \cdot y_0 = const$. Однако, более эффективным путем следует рассматривать стабилизацию во времени отношения $K_{рез}/\sigma$, что достигается при лезвийной и абразивной (алмазно-абразивной) обработке различными методами.

Как показано выше, с точки зрения обеспечения параметров точности и качества обработки более эффективно применение третьей схемы обработки, характеризующейся уменьшением во времени параметров P_y и y_0 , т.е. схемы выхаживания.

Важно провести анализ уравнений баланса перемещений в технологической системе для трех схем, которые имеют вид:

$$1) (V_0 - V_\phi) \cdot \tau = y;$$

$$2) \frac{P_y}{c} = y;$$

$$3) y_0 - V_\phi \cdot \tau = y.$$

Из курса физики известно, что при взаимодействии движущейся массы m (приведенной массы технологической системы) с телом бесконечно большой массы справедливо соотношение: $m \cdot (V_0 - V_\phi) = P_y \cdot \tau$, где V_0 , V_ϕ – начальная и конечная скорости движения массы m ; $P_y = c \cdot y$ – возникающая при взаимодействии сила, равная радиальной составляющей силы резания; c – приведенная жесткость технологической системы; τ – время взаимодействия движущейся массы m с телом бесконечно большой массы.

Тогда, с учетом $k^2 = c/m$ (где k – собственная частота колебаний технологической системы) уравнения баланса перемещений для трех схем примут вид:

$$1) \frac{P_y \cdot \tau}{m} = y \rightarrow \frac{c \cdot \tau^2}{m} = 1 \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1;$$

$$2) \frac{V_\phi \cdot m}{c \cdot \tau} = y \rightarrow \frac{1}{k^2 \cdot \tau} = \frac{y}{V_\phi} \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1;$$

$$3) y_0 - y = V_\phi \cdot \tau \rightarrow \frac{P_y}{c} = V_\phi \cdot \tau \rightarrow \frac{V_\phi \cdot m}{c \cdot \tau} = V_\phi \cdot \tau \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1.$$

В результате, после несложных преобразований, получены одинаковые уравнения, описывающие колебательный процесс технологической системы, рассматривая параметр τ как период собственных колебаний технологической системы: $\tau = 1/k$. Из этого вытекает, что при обработке всегда будут возникать собственные колебания с частотой k и амплитудой, зависящей от условий обработки.

3.3. Расчет и анализ параметров точности обработки

3.3.1. Расчет и анализ параметров точности обработки для схемы с увеличивающимися во времени параметрами P_y и y

Используя полученные аналитические зависимости, можно произвести расчет и анализ параметров точности обработки: точности размера и точности формы. Как известно, точность обработки определяется большим количеством различных факторов: упругими перемещениями в технологической системе, термоупругими деформациями элементов технологической системы, неточностью установки элементов технологической системы, износом инструмента, элементов станка, приспособлений и т.д. Самостоятельное влияние на точность обработки оказывает кинематическая схема обработки вследствие несоответствия теоретической траектории движения инструмента или детали номинальным размерам обрабатываемой поверхности. Упругие перемещения могут быть статическими и динамическими вследствие неуравновешенности вращающихся масс станка, переменности снимаемого припуска, периодичности контакта инструмента с обрабатываемой деталью, возникновения автоколебаний при обработке и т.д. Однако, в настоящей работе при выполнении расчетов исходили из предположения, что определяющим фактором в формировании параметров точности механической обработки на финишных операциях является силовое (упругое) деформирование элементов технологической системы. Поэтому параметры точности обработки рассмотрены с позиции возникновения упругих перемещений в технологической системе без учета влияния других вышеуказанных факторов.

Первоначально следует рассмотреть схему с увеличивающимися во времени параметрами P_y и y при условиях: $y_0 = 0$; $P_{y_0} = 0$. Упругое перемещение y (определяющее точность размера обрабатываемой детали) для данной схемы обработки описывается зависимостью (3.7). С учетом зависи-

мости (3.12), рассматривая в ней вместо параметров y_0 и Q_0 параметры y и Q , зависимость (3.7) примет вид:

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + y_{ном} \cdot \frac{F}{Q \cdot \tau}\right)}. \quad (3.25)$$

Согласно уравнению (3.1), отношение Q/F равно скорости радиальной подачи V_ϕ . Тогда произведение скорости V_ϕ и времени обработки τ определяет величину снятого припуска Π_{max} , т.е. $\Pi_{max} = V_\phi \cdot \tau = \frac{Q}{F} \cdot \tau$.

С учетом данного выражения можно преобразовать зависимость (3.25):

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + \frac{y_{ном}}{\Pi_{max}}\right)} = \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{ном}} + \frac{1}{\Pi_{max}}\right)} = \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{max}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)} = \frac{\Pi_{max}}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)}. \quad (3.26)$$

Как следует из зависимости (3.26), величина упругого перемещения y (определяющая точность размера обрабатываемой детали) тем меньше, чем меньше параметры $y_{ном}$ и Π_{max} .

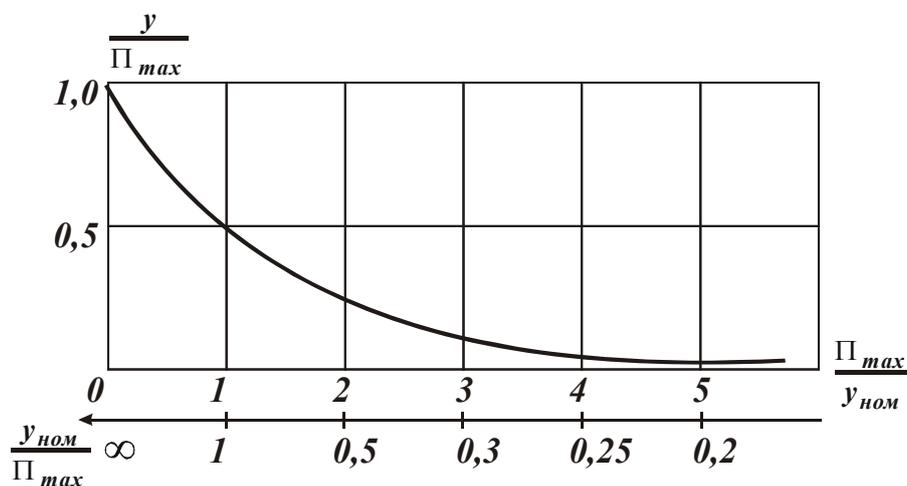


Рис. 3.10. Зависимость безразмерной величины y/Π_{max} от безразмерной величины Π_{max}/y

На рис. 3.10 графически показан характер изменения безразмерной величины y/Π_{max} с увеличением безразмерной величины Π_{max}/y .

Важно получить расчетные зависимости для определения точности формы обрабатываемой детали, которая с физической точки зрения обуслов-

лена неравномерностью снимаемого припуска (погрешностью формы обработки на предшествующей операции).

Предположим, что наибольший снимаемый припуск равен Π_{max} , а наименьший – Π_{min} . Тогда разность припусков $\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$ определяет погрешность формы заготовки, которая равна разности величин упругих перемещений, возникающих в моменты обработки участков детали с наибольшим Π_{max} и наименьшим Π_{min} припусками. Тогда, с учетом зависимости (3.26), погрешность формы обрабатываемой детали (обозначая ее Δy) определится:

$$\begin{aligned} \Delta y = y_{max} - y_{min} &= \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{ном}} + \frac{1}{\Pi_{max}}\right)} - \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{ном}} + \frac{1}{\Pi_{min}}\right)} = \\ &= \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{max}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)} - \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{min}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right)} = \frac{\Delta\Pi}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right)}, \end{aligned} \quad (3.27)$$

где $\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$.

В результате получена довольно сложная по структуре зависимость, в которую параметры Π_{max} и Π_{min} входят в числитель и в знаменатель.

С одной стороны, точность формы обрабатываемой детали (определяемой параметром Δy) связана линейной зависимостью с параметром $\Delta\Pi$, который определяет точность формы исходной заготовки. С другой стороны, входящие в знаменатель зависимости параметры Π_{max} и Π_{min} приводят к уменьшению параметра Δy .

При выполнении условий $\Pi_{max}, \Pi_{min} > y_{ном}$ зависимость (3.27) упрощается и примет вид:

$$\Delta y = \frac{y_{ном}^2 \cdot \Delta\Pi}{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}} = y_{ном}^2 \cdot \left(\frac{1}{\Pi_{min}} - \frac{1}{\Pi_{max}}\right). \quad (3.28)$$

В данном случае на параметр Δy существенное влияние оказывает величина $y_{ном}$. Однако, основное влияние на параметр Δy оказывает разность параметров $\Pi_{max} - \Pi_{min} = \Delta\Pi$. Чем она меньше, тем меньше параметр Δy и меньше погрешность формы обрабатываемой детали.

Пользуясь классическими понятиями технологии машиностроения, отношение параметров $\Delta\Pi$ и Δy определяет уточнение ε . Аналитическая зависимость для его определения с учетом зависимости (3.27) принимает вид:

$$\varepsilon = \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} = \left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right). \quad (3.29)$$

Как следует из зависимости (3.29), уточнение ε тем больше, чем больше параметры Π_{max} , Π_{min} и меньше величина $y_{ном}$.

При выполнении условий Π_{max} , $\Pi_{min} > y_{ном}$ с учетом зависимости (3.29) величина уточнения ε определится:

$$\varepsilon = \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} = \frac{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}}{y_{ном}^2}. \quad (3.30)$$

Из данной зависимости следует вполне однозначная связь между параметрами ε и $y_{ном}$, Π_{max} , Π_{min} .

Если $\Pi_{max} = \Pi_{min} = \Pi$, то зависимость (3.30) упрощается:

$$\varepsilon = \left(\frac{\Pi}{y_{ном}}\right)^2. \quad (3.31)$$

Из зависимости (3.31) вытекает, что уточнение ε связано с отношением $\Pi / y_{ном}$ квадратичной зависимостью.

Из курса технологии машиностроения известно, что величина, обратная уточнению ε , называется коэффициентом уменьшения погрешности и обозначается K_y [50]. Тогда зависимость для определения коэффициента уменьшения погрешности K_y с учетом зависимости (3.29), определяющей уточнение ε , примет вид:

$$K_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{\Delta y}{\Delta \Pi} = \frac{1}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right)}. \quad (3.32)$$

Как видно, коэффициент уменьшения погрешности K_y тем меньше, чем больше параметры Π_{max} , Π_{min} и меньше величина $y_{ном}$.

На рис. 3.11 графически показан характер изменения коэффициента уменьшения погрешности K_y и уточнения ε с увеличением отношений $\Pi_{max} / y_{ном}$ и $\Pi_{min} / y_{ном}$.

Таким образом, получены аналитические зависимости для определения двух важнейших параметров технологии машиностроения: коэффициента уменьшения погрешности K_y и уточнения ε . Это открывает новые возможности анализа и прогнозирования путей повышения точности механической обработки.

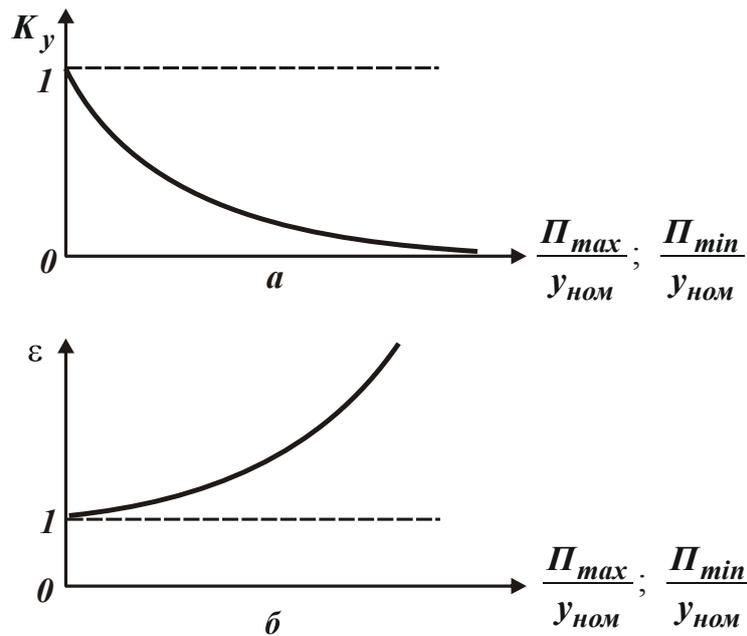


Рис. 3.11. Зависимости коэффициента уменьшения погрешности K_y (а) и уточнения ε (б) от отношений $\frac{P_{max}}{y_{ном}}$ и $\frac{P_{min}}{y_{ном}}$

Важно провести анализ условий уменьшения параметров y и Δy . Из приведенных выше зависимостей видно, что основным путем уменьшения параметров точности обработки y и Δy является уменьшение величины $y_{ном} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V}$ за счет увеличения параметров c , V и уменьшения параметров Q_0 и $\sigma / K_{рез}$ (рис. 3.12).

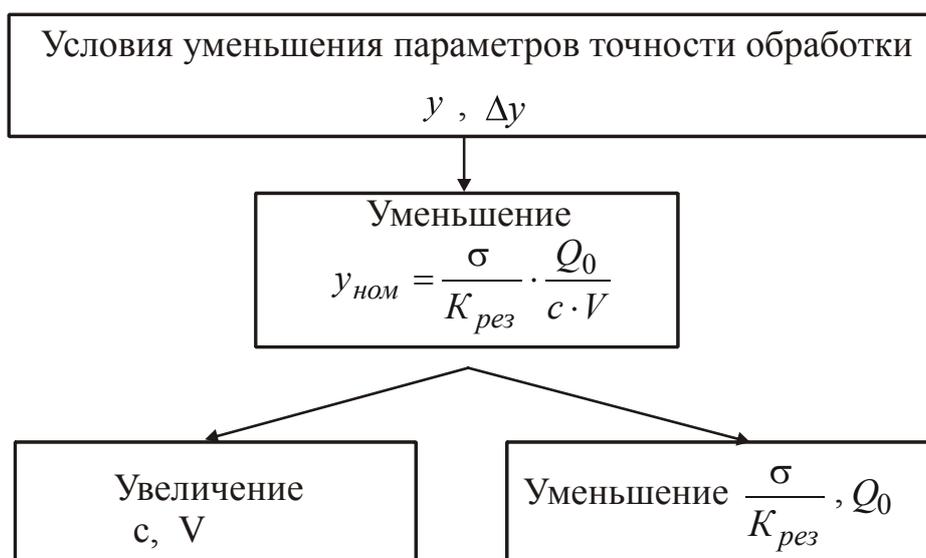


Рис. 3.12. Структурная схема условий уменьшения параметров y и Δy

Выше приведена общая методика расчета параметров точности обработки y , Δy , ε и K_y . Данную методику можно упростить, если учесть, что при условии $\Pi_{max} / y_{ном} > 3$ зависимость (3.7) принимает простой вид:

$$y \approx y_{ном}. \quad (3.33)$$

Тогда параметр Δy определится зависимостью (3.28), параметр ε – зависимостью (3.30), а параметр K_y – следующей зависимостью:

$$K_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{y_{ном}^2}{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}}. \quad (3.34)$$

Используя зависимости (3.33) и (3.28), можно предложить следующие алгоритмы расчета оптимальных условий обработки, обеспечивающих заданные значения параметров точности обработки y и Δy :

$$\begin{cases} y = y_{ном} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V}, \\ \Delta y = \frac{\Delta \Pi}{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}} \cdot y_{ном}^2, \end{cases} \quad (3.35)$$

1) для заданных значений y и Δy на основе системы уравнений (3.35) производится выбор значений Q_0 , c , V , $\sigma / K_{рез}$ и значений Π_{max} и Δy ;

2) для заданных значений y , Δy и Π_{max} , Π_{min} производится выбор значений Q_0 , c , V , $\sigma / K_{рез}$.

В общем виде величина упругого перемещения y для первой схемы обработки (схемы, характеризующейся увеличивающимися во времени параметрами P_y и y) определяется зависимостью (3.13), которая с учетом зависимости (3.12), рассматривая в ней вместо Q_0 параметр Q , принимает вид:

$$y = \frac{y_0 + Q \cdot \frac{\tau}{F}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)} = \frac{y_0 + Q \cdot \frac{\tau}{F}}{\left(1 + \frac{1}{y_{ном}} \cdot \frac{Q \cdot \tau}{F}\right)}. \quad (3.36)$$

Отношение Q / F , как показано выше, равно V_ϕ . Тогда с учетом зависимости $V_\phi \cdot \tau = \Pi_{max}$ зависимость (3.36) опишется:

$$y = \frac{y_0 + \Pi_{max}}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)}. \quad (3.37)$$

Уменьшить величину упругого перемещения y для данной схемы обработки и повысить точность обработки можно за счет выполнения условия $y_0 = 0$, т.е. исключая начальный натяг y_0 в технологической системе.

3.3.2. Расчет и анализ точности обработки для схем, характеризующихся постоянством и уменьшением во времени параметров P_y и y

Для второй схемы обработки, характеризующейся постоянством во времени параметров P_y и y , справедливы соотношения:

$$y = y_0 = y_{ном} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V} = \frac{P_{y_{ном}}}{c}. \quad (3.38)$$

Условия уменьшения величины упругого перемещения y для данной схемы показаны на рис. 3.13.

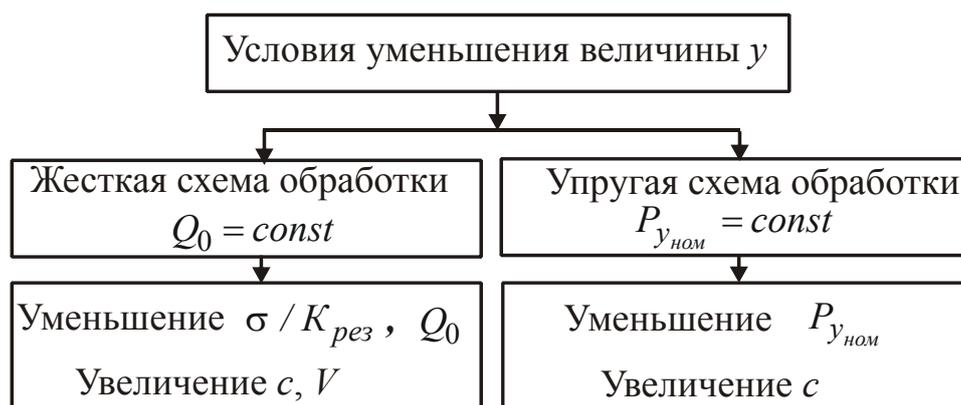


Рис. 3.13. Структурная схема условий уменьшения величины y

Для третьей схемы, характеризующейся уменьшением во времени параметров P_y и τ (схемы выхаживания), справедливы соотношения: $y_0 = \Pi_{max} > y_{ном}$ и $Q_0 = 0$. Величина упругого перемещения y (точность размера обрабатываемой детали) определяется зависимостью:

$$y = \frac{\Pi_{max}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (3.39)$$

Точность формы обрабатываемой детали Δy определяется разностью максимального y_{max} и минимального y_{min} значений упругих перемещений.

Тогда с учетом зависимости (3.39), имеем:

$$y = \frac{\Pi_{max}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}, \quad (3.40)$$

где $\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$.

Разрешая зависимость (3.40) относительно знаменателя и подставляя полученное выражение в зависимость (3.39), получено:

$$\Pi_{max} = y \cdot \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} \quad (3.41)$$

или

$$\frac{\Pi_{max}}{y} = \frac{\Delta\Pi}{\Delta y}. \quad (3.42)$$

Характер изменения безразмерной величины Π_{max}/y с увеличением безразмерной величины $\Delta\Pi/\Delta y$ графически показан на рис. 3.14. Как видно, между величинами Π_{max}/y и $\Delta\Pi/\Delta y$ существует линейная связь.

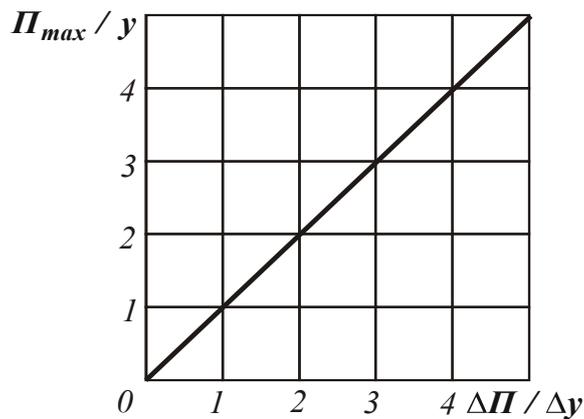


Рис. 3.14. Зависимость безразмерной величины Π_{max}/y от безразмерной величины $\Delta\Pi/\Delta y$.

Разрешая зависимости (3.39) и (3.40), определено время выхаживания:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \cdot \left(\frac{\Delta\Pi}{\Delta y} - 1\right). \quad (3.43)$$

Наряду с параметрами F , c , V , $\sigma/K_{рез}$, характеризующими процесс резания, зависимость (3.43) содержит параметры точности обработки y и Δy . Чем больше отношение $\Delta\Pi/\Delta y$, тем продолжительнее будет процесс выхаживания с точки зрения обеспечения заданного значения Δy .

3.3.3. Оптимизация параметров процесса выхаживания при шлифовании

Зависимость (3.39), аналогично зависимости (3.40), можно разрешить относительно времени обработки τ :

$$\tau = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \cdot \left(\frac{\Pi_{max} - y}{y} \right). \quad (3.44)$$

Создать начальный натяг в технологической системе, равный величине снимаемого припуска Π_{max} (особенно если припуск Π_{max} является относительно большой величиной), не всегда возможно. В этом случае схема выхаживания практически неосуществима. Какой может быть выход из данной ситуации? Вполне очевидным решением может быть разбиение припуска $(\Pi_{max} - y)$ на n одинаковых частей, и осуществление съема каждой части припуска, равной $(\Pi_{max} - y)/n$, по схеме выхаживания. Для этого следует оценить суммарное время τ съема припуска $(\Pi_{max} - y)$ согласно предложенному решению.

Пусть время τ_1 съема части припуска величиной $(\Pi_{max} - y)/n$ равно:

$$\tau_1 = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \cdot \left(\frac{\Pi_{max} - y}{n \cdot y} \right). \quad (3.45)$$

Тогда суммарное время τ съема припуска величиной $(\Pi_{max} - y)$ определится:

$$\tau = n \cdot \tau_1 = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \cdot \left(\frac{\Pi_{max} - y}{y} \right). \quad (3.46)$$

В итоге получена зависимость, идентичная зависимости (3.44). Следовательно, суммарное время обработки τ не зависит от того, за сколько этапов выхаживания производится съем общего припуска $(\Pi_{max} - y)$. Данный результат свидетельствует о том, что можно с одинаковой эффективностью производить съем как относительно больших, так и небольших по величине припусков.

Следует уточнить полученное решение. В зависимость (3.44) входит переменная во времени величина – отношение $K_{рез} / \sigma$, которое определяет режущую способность инструмента. Как известно, с течением времени обработки в связи с затуплением инструмента коэффициент резания $K_{рез}$ уменьшается, а условное напряжение резания σ увеличивается. В результате отно-

шение $K_{рез}/\sigma$ уменьшается. Для оценки влияния уменьшения во времени отношения $K_{рез}/\sigma$ на величину τ следует представить его в виде:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = A \cdot \tau^{-z}, \quad (3.47)$$

где A, z – некоторые заданные величины ($0 < z < 1,0$).

После подстановки зависимости (3.47) в (3.44) получено:

$$\tau = \frac{F}{c \cdot V \cdot A} \cdot \left(\frac{\Pi_{max} - y}{y} \right)^{\frac{1}{1-z}}. \quad (3.48)$$

Общий припуск $(\Pi_{max} - y)$ рассмотрим в виде $(\Pi_{max} - y)/n$. Тогда время τ_1 съема припуска величиной $(\Pi_{max} - y)/n$, исходя из зависимости (3.48), определится:

$$\tau_1 = \frac{F}{c \cdot V \cdot A} \cdot \left(\frac{\Pi_{max} - y}{n \cdot y} \right)^{\frac{1}{1-z}}. \quad (3.49)$$

Суммарное время τ съема припуска $(\Pi_{max} - y)$ выразится:

$$\tau = n \cdot \tau_1 = \frac{F}{c \cdot V \cdot A} \cdot \left(\frac{\Pi_{max} - y}{y} \right)^{\frac{1}{1-z}} \cdot \left(\frac{1}{n} \right)^{\frac{1}{1-z}}. \quad (3.50)$$

Как следует из зависимости (3.50), в данном случае время τ зависит от количества этапов выхаживания n . С увеличением n время τ уменьшается, т.е. эффективно съем общего припуска осуществлять за несколько этапов выхаживания (с относительно небольшими припусками), рис. 3.15.

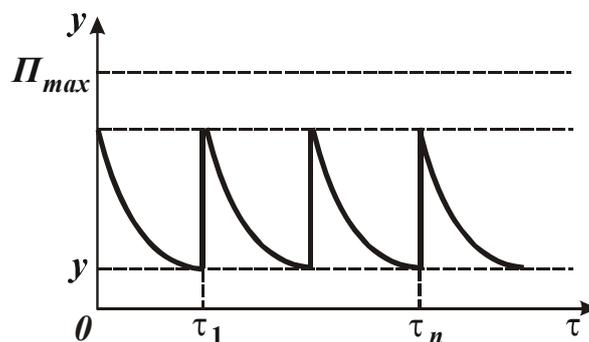


Рис. 3.15. Зависимость величины y от времени обработки τ

Как следует из табл. 3.1, при значениях $z < 0,5$ показатель степени $z/(1-z)$, с которым входит параметр n в зависимость (3.50), относительно небольшой и влияние n на время τ не столь существенно. При значениях $z > 0,5$ влияние

n на τ весьма большое, т.к. показатель степени $z/(1-z)$ при этом существенно увеличивается.

Таблица 3.1

Расчетные значения показателя степени

z	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,8
$\frac{z}{(1-z)}$	0	0,11	0,25	0,43	0,67	1,0	4,0

Таким образом, теоретически обосновано условие повышения производительности обработки по схеме выхаживания, состоящее в том, что съем припуска осуществляется за счет периодического создания натяга в технологической системе, кратного общему снимаемому припуску ($\Pi_{max} - y$). При этом с уменьшением натяга суммарное время обработки уменьшается.

По-видимому, этим фактором можно объяснить то, что на практике при абразивной обработке широко применяются схемы съема припуска, основанные на периодическом создании натяга в технологической системе на величину, кратную снимаемому припуску. Например, при плоском шлифовании по жесткой схеме периодически устанавливается определенная глубина шлифования, которая по физической сути определяет величину создаваемого натяга в технологической системе. Этот натяг в течение одного или двойного (прямого и обратного) продольных ходов стола станка срезается шлифовальным кругом. Иными словами, так называемая "жесткая схема плоского шлифования" с физической точки зрения является многоэтапной схемой выхаживания, осуществляемой в результате создания в технологической системе натяга, равного глубине шлифования. При этом в пределах каждого этапа (одного или двух проходов стола станка) не ставится задача обеспечения требуемого значения величины y (точности размера обрабатываемой поверхности). Это значение y обеспечивается на последнем этапе выхаживания.

Принципиальная схема изменения величины y в процессе плоского шлифования показана на рис. 3.16.

Аналогичный характер съема припуска имеет место также при круглом наружном и внутреннем шлифовании с поперечной подачей и в других процессах абразивной обработки с дискретной радиальной (поперечной) подачей.

При обработке (шлифовании) с непрерывной радиальной подачей схема выхаживания не реализуется. Реализуются схемы (согласно классификации,

приведенной в п. 3.2) с увеличивающимися или постоянными во времени параметрами P_y и y .

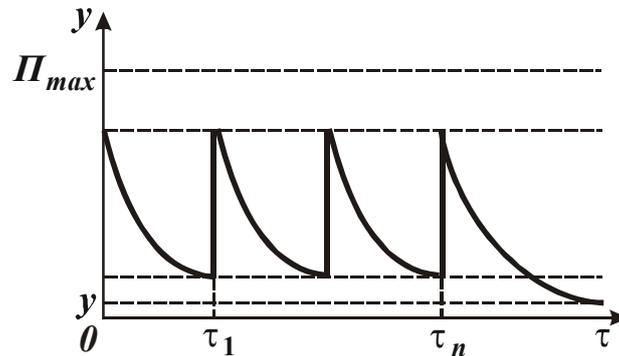


Рис. 3.16. Общий вид зависимости величины y от времени обработки τ при плоском шлифовании с поперечной подачей

Таким образом, проведенный анализ показал, что полученные теоретические решения относительно эффективности использования схемы выхаживания (выполняемой в один или большее число этапов) раскрывают физическую сущность применяемых на практике процессов абразивной обработки (шлифования) с дискретной радиальной подачей.

3.4. Исследование влияния параметров силовой напряженности процесса резания на параметры точности обработки и производительность

3.4.1. Теоретический анализ параметров точности и производительности обработки на этапе выхаживания

Анализ зависимости (2.31) показал, что с течением времени обработки величина упругого перемещения y уменьшается вплоть до нулевого значения. Выполнение данного условия означает достижение практически идеальной точности обработки. Однако реализовать его сложно в связи с тем, что в зависимость (2.31) входит отношение $K_{рез} / \sigma$, которое определяет силовую напряженность процесса резания и которое при резании с небольшими толщинами срезов (соизмеримыми с радиусом округления режущей кромки инструмента) уменьшается вплоть до нуля. Это приводит к тому, что знаменатель зависимости (2.31) приближается к единице, в результате чего $y \rightarrow P$.

Поэтому первоначально следует провести анализ отношения $K_{рез} / \sigma$

применительно к процессам абразивной обработки, используя аналитические решения, приведенные в работах [34; 62; 110].

Как известно, в процессе шлифования отношение $K_{рез} / \sigma$ изменяется в зависимости от режущей способности шлифовального круга и толщин единичных срезов. Например, по мере затупления круга отношение $K_{рез} / \sigma$ уменьшается. Это при определенных условиях может привести к тому, что произведение τ и $K_{рез} / \sigma$ в зависимости (2.31) будет оставаться постоянным и исправления погрешности обработки (уменьшения величины y) не произойдет. Чтобы обеспечить в процессе обработки уменьшение y , необходимо, во-первых, реализовать максимально возможное значение $K_{рез} / \sigma$, во-вторых, стабилизировать его во времени за счет применения эффективных методов непрерывной правки круга и других средств. Наибольший эффект достигается при условии, если знаменатель зависимости (2.31) значительно больше единицы. Если знаменатель незначительно отличается от единицы (например, равен 1,1), то с течением времени величина y уменьшается незначительно и процесс исправления погрешности обработки окажется весьма продолжительным.

Из этого следует, что для увеличения знаменателя зависимости (2.31) необходимо, наряду с увеличением времени обработки τ и отношения $K_{рез} / \sigma$, увеличивать c и $V_{кр}$, уменьшать ширину шлифования $v = B$.

Для анализа влияния отношения $K_{рез} / \sigma$ на величину y следует рассмотреть приведенную в работе [34] аналитическую зависимость для определения отношения $K_{рез} / \sigma$. Данная зависимость получена на основе расчетной схемы микрорезания единичным зерном, представленным в форме диска (рис. 3.17):

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{R}\right)^2}, \quad (3.51)$$

где HV , $\tau_{сдв}$ – соответственно, твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого металла, Н/м²;

a_z – толщина среза при абразивной обработке, м;

R – радиус округления режущей кромки инструмента, м.

В зависимость (3.51) входит известная величина a_z / R , определяющая условия перехода от упруго-пластического деформирования обрабатываемого

металла к процессу резания. Как известно, процесс стружкообразования (процесс резания) начинается при значениях $a_z / R \geq 0,04$ (по данным профессора Богомолова Н. И.). При меньших значениях a_z / R происходит лишь упруго-пластическое деформирование обрабатываемого металла без образования стружки.

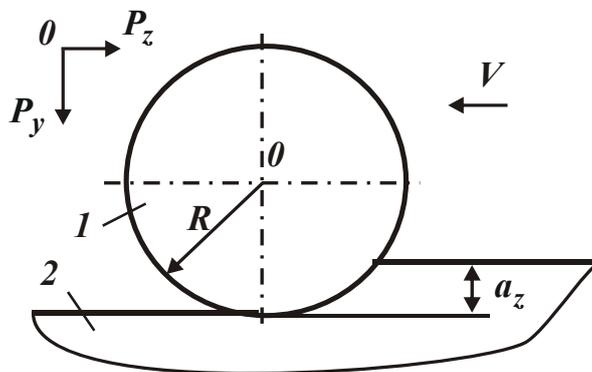


Рис. 3.17. Расчетная схема параметров микрорезания единичным зерном:
1 – зерно; 2 – обрабатываемый материал

Первоначально следует рассмотреть процесс выхаживания, реализуемый при радиальном точении (рис. 2.2), выражая производительность обработки Q в виде $Q = a \cdot b \cdot V$, где $a = a_z$ – толщина среза, м; b – ширина среза, м; V – скорость резания, м/с. Тогда зависимость (2.30), с учетом зависимости (3.51), примет вид:

$$\frac{\tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot b} \cdot Q + \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot (R \cdot b \cdot V)^2} \cdot Q^{1/3} - \Pi = 0. \quad (3.52)$$

В результате получено трансцендентное уравнение, относительно неизвестной величины Q . Решить данное уравнение можно лишь численным методом, задавая вполне конкретные значения всех входящих в уравнение величин и подбором определяя искомое значение Q . Однако, таким образом можно получить частные решения. Для установления общего решения следует разрешить уравнение (3.52) относительно времени обработки τ :

$$\tau = \frac{1}{Q^{2/3}} \cdot \left[\frac{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot b \cdot \Pi}{Q^{1/3}} - \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \tau_{\text{сдв}} \cdot (R \cdot b \cdot V)^2} \right]. \quad (3.53)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость, увязывающая между собой две переменные величины τ и Q . Как видно, с увеличением производительности обработки Q время обработки τ непрерывно уменьшается (рис. 3.18,а). Из этого можно сделать вывод: с увеличением времени об-

работки τ при выхаживании (т.е. с течением времени обработки) производительность обработки Q уменьшается. Следовательно, уменьшается и толщина среза $a = \frac{Q}{b \cdot V}$ (рис. 3.18,б). Однако, как отмечалось ранее, существуют предельные значения отношения $a_z / R \geq 0,04$, ниже которых процесс резания (стружкообразования) неосуществим. Следовательно, должны существовать предельные значения толщины среза a_{np} (для заданных значений радиуса округления режущей кромки инструмента R), т.е. $a_{np} = 4 \cdot R$.

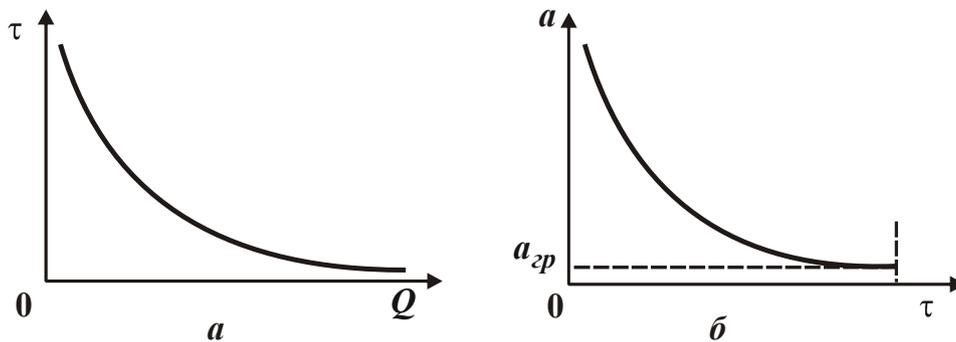


Рис. 3.18. Зависимости τ от Q (а) и a от τ (б)

Учитывая важность данных результатов, следует установить аналитическое решение уравнения (3.52), принимая с определенными допущениями во втором слагаемом вместо $Q^{1/3}$ величину $Q^{1/2}$. В результате получено квадратное уравнение:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{1/2} - \Pi = 0 \quad (3.54)$$

или

$$x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (3.55)$$

где $x^2 = Q$;

$$M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b};$$

$$N = \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (R \cdot b \cdot V)^2}.$$

Его решение:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (3.56)$$

С увеличением времени обработки τ (увеличением параметра M) производительность обработки Q уменьшается. Уменьшаются также толщина среза $a = \frac{Q}{b \cdot V}$, отношения a_z / R и $K_{рез} / \sigma$. При этом толщина среза a и отношение $K_{рез} / \sigma$ описываются зависимостями:

$$a = \frac{1}{b \cdot V \cdot \sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}; \quad (3.57)$$

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \frac{1}{b^2 \cdot V^2 \cdot R^2 \left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (3.58)$$

Если подставить зависимость (3.58) в (2.31), то видно, что с течением времени обработки τ величина упругого перемещения y уменьшается. Следовательно, характер изменения отношения $K_{рез} / \sigma$ с течением времени обработки τ не вносит принципиальных изменений в закономерности изменения величины y . Вместе с тем, с уменьшением толщины среза a уменьшается отношение a_z / R . С уменьшением отношения a_z / R до значения 0,04 процесс резания прекратится, что не позволит выполнить условие $y \rightarrow 0$, согласно зависимости (2.31). Из этого следует, что основным препятствием достижения высокой точности обработки является уменьшение отношения a_z / R ниже предельного значения, при котором процесс резания прекращается, и сьем металла не происходит.

Поэтому важнейшим условием повышения точности и производительности обработки необходимо рассматривать увеличение отношения a_z / R . Поскольку толщина среза a с течением времени обработки непрерывно уменьшается, увеличить отношение a_z / R можно путем уменьшения радиуса округления режущей кромки инструмента R . Для этого необходимо применять инструментальные материалы, обеспечивающие высокую остроту режущей кромки и характеризующиеся высокой износостойкостью. В первую очередь, широко применяемые на практике, синтетические сверхтвердые материалы (синтетические алмазы и т.д.).

В процессе обработки необходимо, чтобы выполнялось условие $a / R \geq 0,04$ при уменьшении величины упругого перемещения y до значения

предельной толщины среза, равного $a_{np} = 0,04 \cdot R$ (т.е. на протяжении всего времени обработки). Поэтому необходимо установить время обработки τ , за которое величина упругого перемещения y уменьшится до значения предельной толщины среза $a_{np} = 0,04 \cdot R$. Для этого в зависимость (2.31) следует подставить зависимость (3.51) с учетом $y = a_{np} = a$ и $a_{np} = 0,04 \cdot R$. Тогда

$$\tau = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot b}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{\Pi}{a} - 1 \right) \quad (3.59)$$

или

$$\tau = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot b}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{\Pi}{0,04 \cdot R} - 1 \right). \quad (3.60)$$

Из приведенных зависимостей следует, что время обработки τ тем меньше, чем меньше параметры $D_{дет}$, b , HV , $\tau_{сдв}$, Π и больше параметры c , V и a (или R). За данное время τ , при выполнении условия $\frac{a}{R} = \frac{y}{R} \geq 0,04$, величину упругого перемещения y можно уменьшить до значения $y = 0,04 \cdot R$.

Если в качестве радиуса округления режущей кромки инструмента R рассматривать радиус абразивного или алмазного режущего зерна R при абразивной или алмазно-абразивной обработке, то по формуле $y = 0,04 \cdot R$ можно рассчитать величину y в зависимости от зернистости $\bar{X} = 2 \cdot R$ абразивного или алмазного порошка. В табл. 3.2 приведены расчетные значения величины y .

Таблица 3.2

Расчетные значения величины y

\bar{X} , мкм	5	10	20	40	80
y , мкм	0,1	0,2	0,4	0,8	1,6

Из зависимостей (3.57) и (3.60) следует, что с течением времени обработки τ величины a и y непрерывно уменьшаются, однако, с разной интенсивностью. Так, интенсивность уменьшения величины y выше интенсивности уменьшения толщины среза a . Этим и объясняется возможность уменьшения величины y в процессе обработки вплоть до нуля.

По физической сути параметр a при абразивной обработке определяет максимальную высоту микронеровностей на обрабатываемой поверхности

или параметр шероховатости обработки R_{max} . Из этого следует, что с течением времени обработки параметр R_{max} должен уменьшаться, причем с меньшей интенсивностью, чем величина упругого перемещения y . Это согласуется с многочисленными экспериментальными данными, согласно которым параметры шероховатости обработки R_{max} и R_a с течением времени обработки уменьшаются, однако не достаточно интенсивно. Например, установлено, что в процессе выхаживания (при шлифовании) происходит довольно интенсивный съем неудаленного металла (уменьшается величина y) во времени, тогда как параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается не существенно, а через определенное время обработки становится практически постоянным.

Следовательно, при нормальном протекании процесса обработки величина y стремится принять значение, равное толщине среза a , что равносильно параметру шероховатости обработки R_{max} , т.е. по сути, процесс выхаживания должен обеспечить равенство значений параметров y и R_{max} . Если процесс резания (по причине невыполнения условия $a_z / R \geq 0,04$) прекратится раньше, то справедливо неравенство $y > R_{max}$. На рис. 3.19 показан характер изменения параметров y и $a = R_{max}$ с течением времени обработки. Заштрихованным на рис. 3.19 показана величина a .

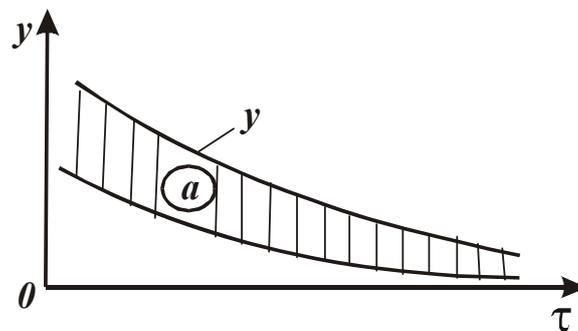


Рис. 3.19. Зависимость y от τ

Таким образом, установлено, что в конечном итоге величина упругого перемещения y и параметр шероховатости обработки R_{max} определяются из условия $a_z / R = 0,04$, рассматривая $a = R_{max} = y$. Уменьшить значение $a = R_{max} = y$ можно двумя путями: уменьшением радиуса округления режущей кромки R и предельного значения a_z / R , при котором возможен процесс стружкообразования (процесс резания), рис. 3.20.

В первом случае необходимо использовать методы, обеспечивающие непрерывное микроразрушение режущих кромок абразивных или алмазных зерен в процессе обработки, исключая затупление зерен. Во втором случае необходимо использовать методы обработки, позволяющие уменьшить предельное значение a_z / R , при котором возможен процесс резания, т.е. методы обработки, расширяющие границы осуществления процесса резания.

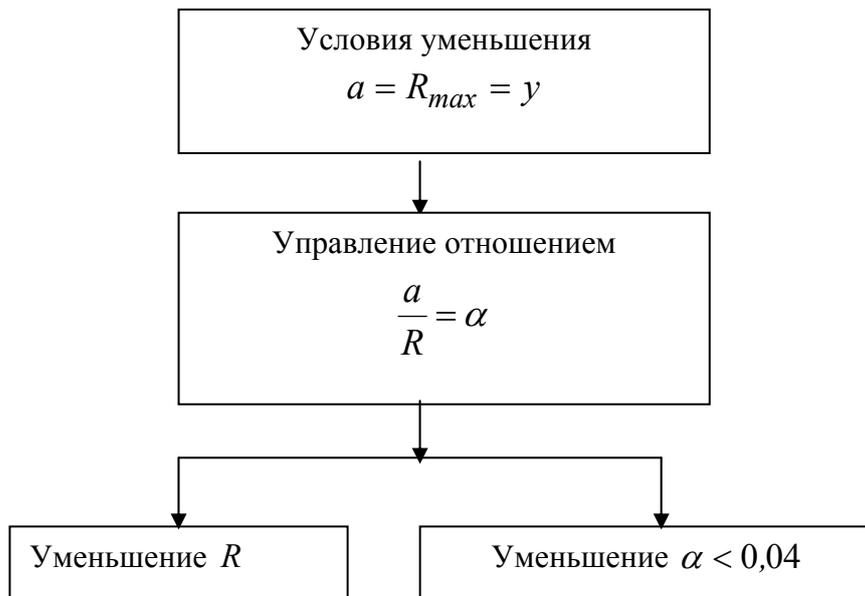


Рис. 3.20. Условия уменьшения $a = R_{max} = y$

3.4.2. Влияние параметров силовой напряженности процесса резания на параметры точности и производительность обработки на этапе выхаживани при шлифовании

Выше приведено общее решение, справедливое для лезвийной и абразивной обработки. В данном решении в качестве параметра a для абразивной обработки рассматривалась средняя толщина среза. При шлифовании принято использовать максимальную толщину среза. Поэтому важно уточнить данное решение.

В качестве параметра a следует рассматривать максимальную толщину среза $a_z = a$ при шлифовании, которая описывается зависимостью:

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^2}, \quad (3.61)$$

где \bar{X} , m – зернистость и объемная концентрация зерен в алмазном круге;
 $V_{дет}$ – скорость детали, м/с;
 t – глубина шлифования, м;
 $R_{кр}$, $R_{дет}$ – радиусы круга и детали, м.

Подставляя (3.61) в зависимость (3.51), имеем:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{\bar{X}^2}{3 \cdot R^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left[\frac{315 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр}} \right]^2}. \quad (3.62)$$

Наибольшее влияние на отношение $K_{рез}/\sigma$ (рассматривая при шлифовании отношение $K_{ш}/\sigma$, где $K_{ш} = K_{рез}$ – коэффициент шлифования) оказывают параметры R и \bar{X} . По мере затупления зерен круга их радиусы R увеличиваются, что приводит к уменьшению отношения $K_{ш}/\sigma$. Следовательно, основным условием увеличения отношения $K_{ш}/\sigma$ и повышения эффективности шлифования необходимо рассматривать обеспечение высокой остроты режущих зерен круга. Исходя из зависимости (3.62), увеличением зернистости круга \bar{X} также можно добиться существенного увеличения отношения $K_{ш}/\sigma$. Однако, как известно, с увеличением \bar{X} увеличивается радиус R , что препятствует росту отношения $K_{ш}/\sigma$.

В рассматриваемом процессе выхаживания при шлифовании поперечная подача равна нулю. Съем металла происходит за счет упругих перемещений в технологической системе. Очевидно, фактическая глубина шлифования t с течением времени будет уменьшаться (вплоть до нуля) и, исходя из зависимости (3.62), будет приводить к уменьшению отношения $K_{рез}/\sigma$ по закону $t^{1/3}$. Как видим, интенсивность уменьшения $K_{рез}/\sigma$ не столь существенна. Это не внесет принципиальных изменений в зависимость (2.31): величина упругого перемещения y с течением времени обработки τ будет непрерывно уменьшаться. Однако, с меньшей интенсивностью, чем в случае $K_{рез}/\sigma = const$. Для обеспечения данной зависимости необходимо, чтобы знаменатель зависимости (2.31) был значительно больше единицы. Для количественной оценки влияния изменения отношения $K_{рез}/\sigma$ на показатели Q и y следует в зависимости (3.62) произведение параметров режима шлифования $V_{дет} \cdot t$ выразить через произ-

водительность обработки $Q = B \cdot V_{\text{дем}} \cdot t$. Если подставить зависимость (3.62) в (2.31), то получено уравнение относительно неизвестной величины Q :

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{\frac{2}{3}} - \Pi = 0, \quad (3.63)$$

где $M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot B}$;

$$N = \frac{3 \cdot R^2}{c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \bar{X}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{HV^2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{2} \left[\frac{m \cdot V_{\text{кр}}}{315 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дем}}}{B} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дем}}} \right)}} \right]^2}.$$

Данное уравнение может быть решено лишь численным методом. Для наглядности решения необходимо упростить уравнение (3.63), рассматривая его в виде квадратного уравнения:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{0,5} - \Pi = 0 \quad (3.64)$$

или

$$x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (3.65)$$

где $x^2 = Q$.

Решая квадратное уравнение, после несложных преобразований, имеем:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (3.66)$$

В итоге получено решение, аналогичное решению (3.56), графически показанном на рис. 3.21.

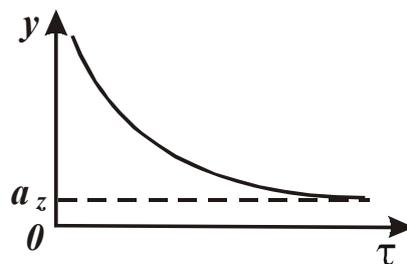


Рис. 3.21. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ

Из зависимости (3.66) следует, что увеличить производительность обработки Q можно увеличением величины снимаемого припуска Π и уменьшением параметров N и M . Уменьшение N предполагает уменьшение параметров ρ , B , t и увеличение c , $V_{кр}$, $V_{дет}$, \bar{X} . Уменьшение N предполагает уменьшение времени обработки τ , т.е. с течением времени τ производительность обработки Q уменьшается. Это согласуется с исходной зависимостью (2.30), если рассматривать в ней отношение $K_{рез}/\sigma$ заданным. Однако, влияние времени обработки τ на производительность обработки Q в зависимости (3.56) значительно ниже, чем в зависимости (2.30). Следовательно, продолжительнее процесс устранения погрешности размера обрабатываемой детали. Чтобы усилить влияние времени обработки τ на производительность Q , необходимо в зависимости (3.66) существенно уменьшить параметр N , а параметр M , наоборот, увеличить.

Уменьшение параметра N связано в первую очередь с уменьшением радиуса округления вершины режущего зерна R и увеличением зернистости круга \bar{X} . Увеличить параметр M можно, главным образом, за счет уменьшения ширины шлифования B , т.к. диаметр детали $D_{дет}$ является заданной величиной.

Если в зависимости (3.66) слагаемое $\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2}$ больше слагаемого $\frac{M}{\Pi}$, то влияние времени обработки τ на производительность обработки несущественно и процесс исправления погрешности обработки "растянется" во времени. Это подтверждается практикой шлифования, в особенности при резании затупленным инструментом, когда в процессе длительного выхаживания не удастся заметно уменьшить величину упругого перемещения y .

Данная закономерность имеет место и при шлифовании алмазным инструментом. В этом случае определяющим фактором является существенное увеличение условного напряжения резания σ за счет увеличения трения связки алмазного круга (в особенности металлической связки) с обрабатываемым материалом. По данным экспериментальных исследований алмазного шлифования твердых сплавов и сталей условное напряжение резания σ вследствие затупления и засаливания алмазного круга может быть увеличено в 10 и более раз. В результате отношение $K_{ин}/\sigma$ резко уменьшается и знаменатель зависимости (2.31) мало отличается от единицы, что не позволяет практически реализовать процесс выхаживания.

3.4.3. Расчет и анализ шероховатости обработанной поверхности на этапе выхаживания при шлифовании

Для аналитического определения шероховатости обработанной поверхности на этапе выхаживания, т.е. при обработке без поперечной подачи уравнение, описывающее баланс перемещений в технологической системе, имеет вид:

$$y + V_{\phi} \cdot \tau = \Pi, \quad (3.67)$$

где V_{ϕ} – линейная скорость съема металла, м/с;

Π – величина снимаемого припуска при выхаживании, м.

Величина упругого перемещения y определяется радиальной составляющей силы резания $P_y = c \cdot y$. Предположим, что при абразивной обработке в контакте с обрабатываемым материалом находится n_0 зерен. Если принять, что режущие зерна выступают над уровнем связки абразивного или алмазно-абразивного инструмента на одинаковую высоту и имеют конусообразную форму режущей части с углом при вершине $2 \cdot \gamma$, то для вдавливания режущих зерен в обрабатываемый металл необходимо приложить радиальную силу P_y , равную

$$P_y = \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot R_{max}^2 \cdot n_0 \cdot HV, \quad (3.68)$$

где R_{max} – глубина вдавливания режущего зерна в обрабатываемый металл (условно равна максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности – параметру шероховатости обработки R_{max}), м;

$$n_0 = S \cdot k;$$

S – площадь контакта инструмента с обрабатываемой деталью, м²;

k – поверхностная концентрация зерен инструмента, шт./м².

Параметр шероховатости обработки R_{max} при шлифовании образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью $V'_{дет}$, определяется зависимостью:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{V'_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \quad (3.69)$$

где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Параметр $V'_{дет}$ равен V_{ϕ} . Разрешая зависимость (3.69) относительно скорости $V'_{дет} = V_{\phi}$ и подставляя ее в уравнение (3.67) с учетом зависимости (3.68), имеем:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{\Pi \cdot c}{tg\gamma \cdot k \cdot (\pi \cdot tg\gamma \cdot S \cdot HV + 2 \cdot V_{кр} \cdot c \cdot \tau)}} \quad (3.70)$$

Как видно, с течением времени обработки τ параметр шероховатости R_{max} уменьшается, что согласуется с предыдущим решением, графически показанным на рис. 3.22.

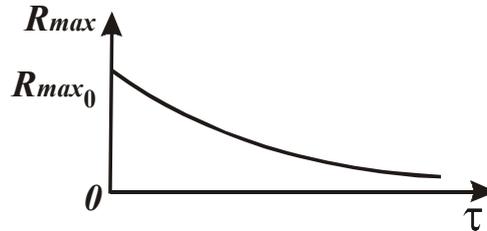


Рис. 3.22. Зависимость параметра шероховатости обработки R_{max} от времени обработки τ

Более существенное влияние на параметр шероховатости поверхности R_{max} оказывают параметры Π , γ , k . Важнейшим условием уменьшения параметра R_{max} следует рассматривать увеличение поверхностной концентрации зерен k , т.к. увеличение переднего угла γ ведет к уменьшению отношения a_z / R , увеличению силовой напряженности и снижению эффективности процесса резания.

Для сравнения следует определить параметр шероховатости поверхности R_{max} при шлифовании по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием P_y , определяемым зависимостью (3.68):

$$R_{max} = \sqrt{\frac{c \cdot y}{\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV \cdot k \cdot S}} \quad (3.71)$$

При условии $\tau = 0$ зависимость (3.70) принимает вид зависимости (3.71), рассматривая условие $y = \Pi$. Это означает, что обработка по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием P_y приводит к большим значениям параметра шероховатости обработки R_{max} , чем обработка по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе. Значения R_{max} равны для двух рассматриваемых схем лишь в начальный момент обработки (при условии $\tau = 0$). Следовательно, с точки зрения уменьшения параметра R_{max} эффективно обработку производить по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе, т.е. реализуя процесс выхаживания.

3.4.4. Сравнение величины упругого перемещения при шлифовании и точении

На машиностроительных предприятиях при механической обработке деталей машин параметры точности формируются, как правило, на операциях шлифования. Наиболее распространенным методом шлифования является шлифование по жесткой схеме. В "идеале" при неограниченной жесткости технологической системы, этот метод может исключить погрешности обработки, связанные с упругими перемещениями в технологической системе.

В общем виде величина упругого перемещения y при шлифовании описывается зависимостями:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сумм}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot (t - y)}{V_{кр}}, \quad (3.72)$$

где $K_{ш} = K_{рез}$ – коэффициент резания при шлифовании;

$S_{сумм}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зёрнами круга, m^2 ;

Q – производительность обработки, m^3/c ;

$V_{кр}$, $V_{дет}$ – соответственно скорости круга и детали, m/c .

В результате получено уравнение относительно неизвестной величины y , разрешая которое, имеем:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}\right)}. \quad (3.73)$$

Как видно, при условии $c \rightarrow \infty$ величина y неограниченно уменьшается $y \rightarrow 0$. Уменьшить величину y также можно увеличением соотношений c/B , $V_{кр}/V_{дет}$ и $K_{ш}/\sigma$. С физической точки зрения соотношение c/B определяет жесткость, приходящую на единицу ширины шлифования. Знаменатель зависимости (3.73) является передаточной функцией (раскрывающей физическую сущность "черного ящика") между параметрами y и t (рис. 3.23).

Разрешая зависимость (3.61) относительно $V_{кр}/V_{дет}$, имеем:

$$\frac{V_{кр}}{V_{дет}} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)}}{m \cdot a_z \cdot R^2}. \quad (3.74)$$

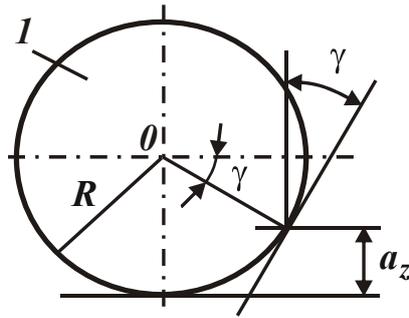


Рис. 3.23. Расчетная схема процесса микрорезания единичным зерном (1)

Подставляя зависимости (3.51) и (3.74) в (3.73), получено:

$$y = \frac{t}{\left[1 + \frac{c}{B} \cdot \sqrt[3]{\frac{\rho}{a_z}} \cdot \frac{105 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)}}{m \cdot R^3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}} \right]} \quad (3.75)$$

Исходя из полученной зависимости, уменьшить величину y можно уменьшением известного отношения a_z / R , а также уменьшением параметров m , ρ , t и увеличением отношения c / B и зернистости круга \bar{X} .

Как известно (по данным профессора Богомолова Н. И.), процесс микрорезания единичным зерном осуществим при условии $\alpha = a_z / R > 0,04$. Поэтому соотношение a_z / R можно уменьшить до значения 0,04.

Если представить в первом приближении величину R в виде зависимости $R = 0,5 \cdot \bar{X}$, то окажется, что параметры R и \bar{X} , исходя из зависимости (3.75), не влияют на величину y . Однако, в результате износа зерна радиус округления его режущей части R может превышать собственно радиус зерна $0,5 \cdot \bar{X}$. В этом случае, по мере затупления зерна (увеличения R) величина y будет увеличиваться. Следовательно, для уменьшения y необходимо регулировать степень затупления зерен – своевременно удалять их с рабочей поверхности круга путем выбора оптимальных связок круга, обеспечивающих работу круга в режиме самозатачивания) или применением эффективных методов правки круга.

При шлифовании с заданной величиной $\alpha = a_z / R = 0,04$ необходимо регулировать отношение $V_{кр} / V_{дем}$, которое описывается преобразованной зависимостью (3.74):

$$\frac{V_{кр}}{V_{дет}} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot R^3 \cdot \alpha}. \quad (3.76)$$

Уменьшение α до значения 0,04 предполагает увеличение отношения $V_{кр}/V_{дет}$, что может быть реализовано за счет увеличения скорости круга $V_{кр}$ (применения высокоскоростного или сверхвысокоскоростного шлифования) и за счет уменьшения $V_{дет}$. Однако, уменьшение $V_{дет}$ приводит к уменьшению производительности обработки. Поэтому более эффективно увеличивать отношение $V_{кр}/V_{дет}$ за счет увеличения скорости круга $V_{кр}$.

По мере затупления зерен круга (увеличения R), для выполнения условия $\alpha=0,04$, отношение $V_{кр}/V_{дет}$ необходимо уменьшать (т.е. уменьшать скорость круга $V_{кр}$), что не всегда целесообразно. Гораздо эффективнее обеспечить поддержание в процессе шлифования минимально возможного значения R . Например, применяя в качестве абразивных материалов синтетические алмазы и другие сверхтвердые материалы, которые характеризуются высокой остротой режущих кромок. Уменьшение величины упругого перемещения y за счет уменьшения концентрации зерен круга m , исходя из зависимости (3.75), также предполагает увеличение скорости круга $V_{кр}$.

На первый взгляд может показаться, что соотношение $\alpha = a_z / R$ незначительно влияет на величину y , исходя из зависимости (3.75), так как входит с относительно небольшой степенью 0,3. Однако существует дополнительная связь между α и y через отношение $V_{кр}/V_{дет}$, описываемое зависимостью (3.76). Она состоит в том, что уменьшение α требует прямо пропорционального увеличения $V_{кр}/V_{дет}$, т.е. между параметрами α и y существует более сложная и значимая связь.

Важно произвести сравнение величины упругого перемещения y при шлифовании и точении. В последнем случае величина y опишется:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез}} \cdot B \cdot (a - y), \quad (3.77)$$

где $K_{рез} = P_z / P_y$ – коэффициент резания;

S – площадь поперечного сечения среза, м²;

B, a – соответственно ширина и толщина среза, м.

Разрешая зависимость (3.77) относительно величины y , имеем:

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot B}\right)}. \quad (3.78)$$

Подставляя в (3.78) зависимость (3.51) и рассматривая $K_{ш} = K_{рез}$, $a_z = a$, получено:

$$y = \frac{a}{\left[1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a}{R}\right)^2}\right]}. \quad (3.79)$$

С учетом принятого обозначения $\alpha = a_z / R$, имеем:

$$y = \frac{\alpha \cdot R}{\left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{c}{B} \cdot \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \alpha^2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}}\right)}. \quad (3.80)$$

Уменьшить величину y можно уменьшением параметров α , R , B и увеличением c для заданных значений HV и $\tau_{сдв}$. Характер влияния указанных параметров на величину y такой же, как и при шлифовании, рассматривая зависимость (3.75).

Для сравнения значений y для шлифования и точения при одинаковой производительности обработки Q следует представить зависимости (3.73) и (3.78) в виде:

$$y = \frac{Q}{B \cdot V_{кр} \cdot \left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}\right)}, \quad (3.81)$$

$$y = \frac{Q}{B \cdot V_{рез} \cdot \left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{K_{рез}}{\sigma}\right)}, \quad (3.82)$$

где $V_{рез}$ – скорость резания при точении, м/с.

Структурно зависимости (3.81) и (3.82) отличаются множителем $V_{кр}/V_{дет}$, входящим в зависимость (3.81). Поскольку $V_{кр} > V_{рез}$, а $V_{кр}/V_{дет} \gg 1$, то при заданных значениях производительности обработки Q и отношения $K_{ш}/\sigma$ (или отношения $K_{рез}/\sigma$) знаменатель зависимости (3.81) больше знаменателя зависимости (3.82). Следовательно, при шлифова-

нии можно добиться меньших значений y . Однако, сделанный вывод справедлив для одинаковых значений $K_{ин}/\sigma$, определяемых зависимостью (3.51). Как известно, при точении отношение a_z/R может быть больше, чем при шлифовании. Поэтому при шлифовании кругом с недостаточно высокой режущей способностью величина y может быть больше, чем при точении. Это приведет к увеличению $K_{ин}/\sigma$ и уменьшению величины y .

Следует оценить количественно знаменатель зависимости (3.78) с учетом зависимости (3.51). Для сталей $HV \cong 6 \cdot \tau_{сдв} = 3 \cdot \sigma_{сж}$, где $\sigma_{сж}$ – предел прочности стали на сжатие. Принимая наименьшее значение $a_z/R = 0,04$; $c = 10^4$ Н/мм; $B = 10$ мм; $\sigma_{сж} = 500$ Н/мм², установлено, что отношение $K_{ин}/\sigma$, определяемое зависимостью (3.51), равно $6 \cdot 10^{-5}$ мм²/Н. Соответственно величина y равна:

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{10^3}{10} \cdot 6 \cdot 10^{-4}\right)} = \frac{a}{1,06}. \quad (3.83)$$

Как видно, при условии $\alpha = 0,04$ величина y не существенно отличается от толщины среза a , т.е. съем обрабатываемого материала практически отсутствует. Увеличить знаменатель зависимости можно увеличением отношения c/B . Например, при увеличении B в 10 раз знаменатель увеличится до значения 1,6, а при дополнительном увеличении c в 10 раз знаменатель будет равен 7.

Пользуясь зависимостью (3.73), следует оценить количественно величину y при шлифовании. Для прежних исходных данных: $K_{ин}/\sigma = 6 \cdot 10^{-5}$ мм²/Н; $c = 10^4$ Н/мм; $B = 10$ мм и $V_{кр}/V_{дет} = 160$ величина y равна:

$$y = \frac{t}{7}. \quad (3.84)$$

В данном случае за счет отношения $V_{кр}/V_{дет}$ можно в более широких пределах ($\gg 1$) изменять знаменатель зависимости (3.73), обеспечивая уменьшение величины y . Следовательно, процесс шлифования по жесткой схеме потенциально располагает большими возможностями с точки зрения уменьшения величины упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, и соответственно уменьшения погрешности обработки.

Наиболее существенно увеличить отношение $V_{кр}/V_{дет}$ и знаменатель

зависимости (3.73) можно в условиях глубинного высокоскоростного шлифования ($V_{дет} \cong 0,1$ м/мин; $V_{кр} = 100$ м/с) – $V_{кр} / V_{дет} = 6 \cdot 10^4$. Здесь знаменатель зависимости (3.73) может быть равен $3,6 \cdot 10^3$. Однако, при этом существенно увеличивается глубина шлифования t , например, до значения 10 мм и более.

В результате величина y принимает небольшое значение: $y = 10$ мм / $(3,6 \cdot 10^3) \cong 3$ мкм, т.е. при глубинном высокоскоростном шлифовании можно добиться высоких показателей точности обработки. Это предполагает широкое практическое использование данного метода обработки, так как обеспечивается одновременное решение проблем высокопроизводительного съема относительно больших припусков и высокой точности обработки. Об эффективности использования данного метода обработки свидетельствует опыт создания и применения западноевропейскими фирмами шлифовальных станков, реализующих скорости круга свыше 300 м/с.

3.4.5. Условия уменьшения предельных значений отношения a_z / R

Как показано выше, основным "магистральным" путем уменьшения параметров $a_z \approx R_{max}$ и y при обработке по упругой схеме является уменьшение радиусов округления вершин режущих зерен за счет уменьшения зернистости абразивного или алмазного порошка, обеспечивая при этом предельные значения $a_z / R \rightarrow 0,04$. Дополнительным условием уменьшения толщины среза a_z следует рассматривать уменьшение предельных значений a_z / R за счет использования различных физических эффектов, т.е. обеспечение условий, при которых процесс резания переходит в процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала (без образования стружки) при значениях $a_z / R < 0,04$. Для решения данной задачи следует раскрыть физическую сущность отношения a_z / R . Исходя из расчетной схемы, приведенной на рис. 2.12, отношение $a / R = a_z / R$ аналитически описывается зависимостью:

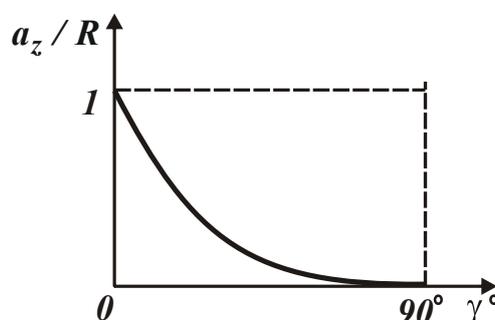
$$\frac{a_z}{R} = \frac{R - R \cdot \sin \gamma}{R} = 1 - \sin \gamma, \quad (3.85)$$

где γ – условный передний угол режущего зерна (отрицательный).

Рассчитанные по зависимости (3.85) значения a_z / R приведены в табл. 3.3. на рис. 3.24.

Расчетные значения a_z / R

γ , град	0	30	45	60	90
a_z / R	1	0,5	0,3	0,14	0

Рис. 3.24. Зависимость отношения a_z / R от переднего угла γ

Согласно приведенной зависимости (3.85) и табл. 3.3, увеличить отношение a_z / R и, соответственно, интенсифицировать процесс стружкообразования при микрорезании единичным зерном можно уменьшением условного отрицательного переднего угла γ . Процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала (без образования стружки) переходит в процесс резания при значениях $\gamma = 60 \dots 90^\circ$ (соответственно, предельные значения a_z / R равны приблизительно 0,04 ... 0,08). Таким образом показано, что отношение a_z / R вполне однозначно определяется углом γ .

В связи с этим следует провести анализ условий формирования предельных значений a_z / R с учетом изменения угла сдвига материала β , определяемого известной формулой профессора Зворыкина К. А. [48А] (для отрицательного переднего угла γ):

$$\beta = 45^\circ + \frac{-\gamma - \psi}{2}, \quad (3.86)$$

где ψ – условный угол трения режущего зерна с обрабатываемым материалом ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения).

При условии $\beta < 0$ процесс резания (процесс стружкообразования) неосуществим. Поэтому выбор предельного значения угла γ и соответственно предельного значения соотношения a_z / R необходимо производить из условия $\beta = 0$. Тогда, с учетом зависимости (3.86), получено:

$$\gamma = 90^\circ - \psi. \quad (3.87)$$

Подставляя зависимость (3.87) в (3.85), имеем:

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \sin(90^\circ - \psi) = 1 - \cos\psi. \quad (3.88)$$

Как видно, предельное значение отношения a_z / R зависит от условного угла трения ψ . При $\psi \rightarrow 0^\circ$ справедливо условие $a_z / R \rightarrow 0$, т.е. устраняя трение в зоне контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом, можно добиться фактически нулевого предельного значения a_z / R .

При условии $\psi = 30^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,577$) отношение a_z / R равно 0,134.

При условии $\psi = 20^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,364$) отношение a_z / R равно 0,06.

При условии $\psi = 10^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,176$) отношение a_z / R равно 0,015.

Из этого следует, что известное предельное значение $a_z / R = 0,04$ достигается при $\psi = 16^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,287$).

Таким образом установлено, что предельное значение отношения a_z / R определяется условным углом трения ψ .

Таблица 3.4

Предельные значения a_z / R

ψ , град	0	10	16	20	30
f	0	0,176	0,287	0,364	0,577
a_z / R	0	0,015	0,04	0,06	0,134

В обобщенном виде связь значений ψ , f и a_z / R показана в табл. 3.4.

Основным путем уменьшения предельного значения a_z / R , рассчитанного по зависимости (3.88), может быть применение эффективных технологических сред, а также различных покрытий зерен, снижающих их трение с обрабатываемым материалом в процессе обработки. Эффективным может быть введение в зону обработки дополнительной энергии, например, в виде ультразвуковых колебаний инструмента или обрабатываемой детали, что приводит к снижению трения режущих зерен с обрабатываемым материалом.

Как отмечалось выше, по данным профессора Богомолова Н. И. процесс стружкообразования начинается при значениях $a_z / R = 0,04 \dots 0,08$, а по данным профессора Крагельского И. В. – при значениях $a_z / R = 0,14 \dots 0,17$. Ис-

ходя из табл. 3.4, это соответствует расчетным значениям угла трения ψ : в первом случае $\psi = 16 \dots 23^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,287 \dots 0,424$); во втором случае – $\psi = 30 \dots 33^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,577 \dots 0,65$). Данные значения угла трения ψ и соответственно коэффициента трения f могут быть реализованы на практике.

Следовательно, экспериментальные значения a_z / R , установленные профессором Богомоловым Н. И. и профессором Крагельским И. В., можно считать вполне достоверными, полученными при различных условиях проведения экспериментов по микрорезанию единичным абразивным зерном. Наблюдаемое расхождение экспериментальных значений a_z / R обусловлено различными коэффициентами трения абразивных зерен с обрабатываемым материалом.

В работе [82] приведены результаты экспериментальных исследований параметров процесса микрорезания единичными алмазными зернами разных марок размером 250/200 (рис. 3.25). Установлено, что радиусы округления данных зерен равны $R = 2/5$ мкм. Тогда при минимально установленной толщине среза $a_z = 0,1$ мкм значения a_z / R будут равны $0,05 \dots 0,02$, что меньше полученных профессором Богомоловым Н. И. значений a_z / R .

Чем могут быть обусловлены такие небольшие значения a_z / R ? Это может быть связано с тем, что исследовались зерна из синтетических алмазов, которые из всех абразивных зерен имеют наименьший коэффициент трения – $f = 0,07$. Соответственно угол трения ψ , который определяется зависимостью $\operatorname{tg} \psi = f$, будет равен $\psi = 4^\circ$. Исходя из зависимости (3.88), значение $a_z / R = 0,0024$.

Как видно, полученное значение a_z / R меньше аналогичных значений, установленных профессором Богомоловым Н. И., приблизительно в 20 раз. Собственно, этим можно объяснить чрезвычайно низкие значения толщин срезов, реализуемых при микрорезании алмазными зернами. Радиус округления R режущего зерна для $a_z = 0,1$ мкм с учетом $a_z / R = 0,0024$ равен $R = 41$ мкм. Данное значение R больше экспериментально установленных значений радиусов округления режущих алмазных зерен $R = 2 \dots 5$ мкм.

Следовательно, полученные экспериментальные данные, характеризующие процесс микрорезания единичными алмазными зернами, хорошо согласуется с теоретическими данными, полученными на основе аналитической зависимости (3.88).

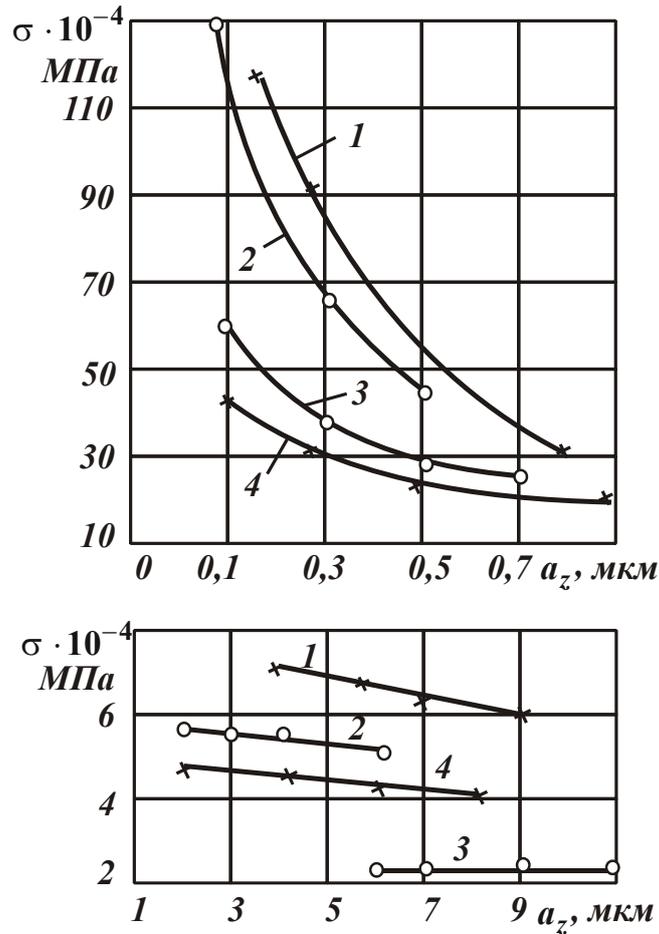


Рис. 3.25. Зависимость условного напряжения микрорезания σ для алмазов марок САМ (1,4) и АСБ (2,3) от толщины среза a_z :

а – $a_z = 0,1 \dots 0,9$ мкм; б – $a_z = 1 \dots 11$ мкм

Для более полного анализа процесса микрорезания единичным зерном, можно считать, что в расчетной схеме (рис. 3.26) передний угол γ определяется положением хорды, проведенной через точки А и В. Ранее считалось, что передний угол γ определяется положением касательной, проведенной через точку В.

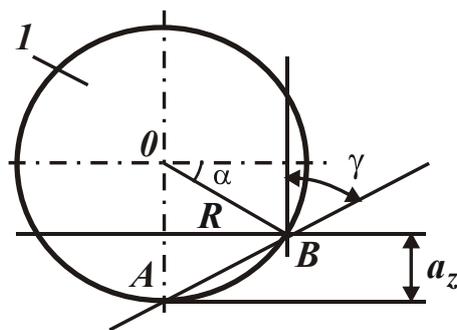


Рис. 3.26. Расчетная схема процесса микрорезания единичным зерном (1)

В связи с этим, необходимо определить предельные значения отношения a_z / ρ в новой постановке.

Очевидно, угол γ равен углу $\angle OAB$. Поскольку треугольник OAB равнобедренный ($OA=OB=\rho$), то и углы $\angle OAB$ и $\angle OBA$ равны между собой. Тогда угол α , показанный на рис. 3.26, определится:

$$\alpha = 2 \cdot \gamma - 90^0. \quad (3.89)$$

Соответственно отношение a_z / R определится:

$$\frac{a_z}{R} = \frac{R - R \cdot \sin \alpha}{R} = 1 - \sin \alpha = 1 + \cos 2\gamma. \quad (3.90)$$

С учетом зависимости (3.87), имеем:

$$\frac{a_z}{R} = 1 + \cos(180^0 - 2\psi) = 1 - \cos 2\psi. \quad (3.91)$$

Как видно, аналогичные зависимости (3.88) и (3.91) отличаются.

Для количественной оценки зависимостей (3.88) и (3.91) в табл. 3.5 приведены расчетные значения отношения a_z / R , полученные на основе зависимости (3.91).

Таблица 3.5

Расчетные значения a_z / R

ψ , град	0	8	10	20	30
f	0	0,14	0,176	0,364	0,577
a_z / R	0	0,04	0,06	0,234	0,5

В данном случае предельное значение $a_z / R = 0,04$ достигается при значении угла трения $\psi = 8^\circ$, который в два раза меньше, чем в предыдущем случае (табл. 3.4). Следовательно, данное решение приводит к меньшим значениям угла трения ψ и, соответственно, коэффициента трения f режущего зерна с обрабатываемым материалом.

3.5. Экспериментальные исследования влияния упругих перемещений на технологические показатели алмазного и алмазно-искрового шлифования по жесткой схеме

Уравнение (3.1) можно представить в виде:

$$V_0 - V_\phi = \frac{y}{\tau} \quad (3.92)$$

или

$$V_0 - V_\phi = V_y, \quad (3.93)$$

где $V_y = y/\tau$ – скорость изменения упругого перемещения в технологической системе, м/с.

Из уравнения (3.93) следует, что номинальная V_0 и фактическая V_ϕ скорости подачи обрабатываемого образца равны при условии $V_y = 0$. Если $V_y > 0$, то справедливо условие $V_0 > V_\phi$. Выражая величину y в уравнении (3.93) через радиальную составляющую силы резания $P_y = c \cdot y$, имеем:

$$V_0 \cdot \tau - V_\phi \cdot \tau = \frac{P_y}{c} \quad (3.94)$$

или

$$V_0 - V_\phi = \frac{P_y}{c \cdot \tau}. \quad (3.95)$$

По физической сути уравнение (3.94) является количественным выражением закона сохранения энергии, рассматривая левую часть уравнения $(V_0 \cdot \tau - V_\phi \cdot \tau)$ как разность подводимой и отводимой из технологической системы энергии, а правую часть – как работу резания. Чем больше изменение энергии, тем больше работа резания.

В уравнении (3.95) разность $(V_0 - V_\phi)$ определяет радиальную составляющую силы резания P_y : чем меньше эта разность, тем меньше P_y . Следовательно, основным условием повышения фактической производительности обработки, определяемой величиной V_ϕ , является уменьшение радиальной составляющей силы резания P_y .

Практикой установлено, что в связи с потерей режущей способности инструмента параметр P_y с течением времени обработки увеличивается. Это приводит к изменению разности $(V_0 - V_\phi)$ во времени.

Можно предположить, что в общем случае радиальная составляющая силы резания подчиняется зависимости $P_y \approx k \cdot \tau^m$, где k – некоторая постоянная, $m \geq 0$. Тогда, при значении $m = 1$ разность $(V_0 - V_\phi)$ и соответственно величина V_ϕ остаются постоянными с течением времени обработки. При значении $m = 2$ разность $(V_0 - V_\phi)$ увеличивается, а V_ϕ – уменьшается. При значениях $0 \leq m < 1$ разность $(V_0 - V_\phi)$ уменьшается, а V_ϕ – увеличивается, не-

ограниченно приближаясь к значению V_0 .

Случай $m = 0$ возможен при условии поддержания в процессе обработки постоянной режущей способности инструмента, что может быть реализовано при абразивной или алмазно-абразивной обработке, обеспечивая режим равномерного износа инструмента во времени, например, за счет применения непрерывной правки инструмента или осуществления режима его самозатачивания.

Исходя из этого, можно предположить, что при шлифовании "мягкими" кругами показатель степени m будет принимать относительно небольшие значения, на уровне $m = 1$. Тогда разность $(V_0 - V_\phi)$ и величина V_ϕ будут мало изменяться с течением времени обработки, т. е. будут оставаться почти постоянными. При шлифовании более твердыми кругами показатель степени будет больше $m > 1$, что приведет к увеличению разности $(V_0 - V_\phi)$ и снижению величины V_ϕ . В условиях стабилизированного процесса шлифования, когда радиальная составляющая силы резания неизменна во времени (например, при шлифовании алмазными кругами на металлических связках с их непрерывной электроэрозионной правкой), величина V_ϕ будет увеличиваться во времени, стремясь принять номинальное значение V_0 .

Полученное теоретическое решение хорошо согласуется с соответствующими экспериментальными данными. Например, с результатами экспериментальных исследований производительности обработки при внутреннем врезном шлифовании по жесткой схеме вставок из твердого сплава ВК15, приведенными в работе [109]. Так установлено, что при шлифовании алмазными кругами различных характеристик фактическая производительность обработки во времени уменьшается (рис. 3.27).

В наибольшей степени это проявляется при шлифовании алмазным кругом на металлической связке и в наименьшей степени – при шлифовании алмазным кругом на относительно "мягкой" керамической связке. Причем, данная закономерность имеет место для различных значений поперечной подачи.

Номинальная производительность обработки для случая $S_{non}=0,1$ мм/мин равна 251,2 мм³/мин, для случая $S_{non}=0,2$ мм/мин равна 502,4 мм³/мин, для случая $S_{non}=0,3$ мм/мин равна 753,6 мм³/мин. Согласно рис. 3.27, номинальная производительность обработки равна фактической производительности лишь в начальный момент шлифования алмазным кругом на керамической связке при $S_{non}=0,1$ мм/мин.

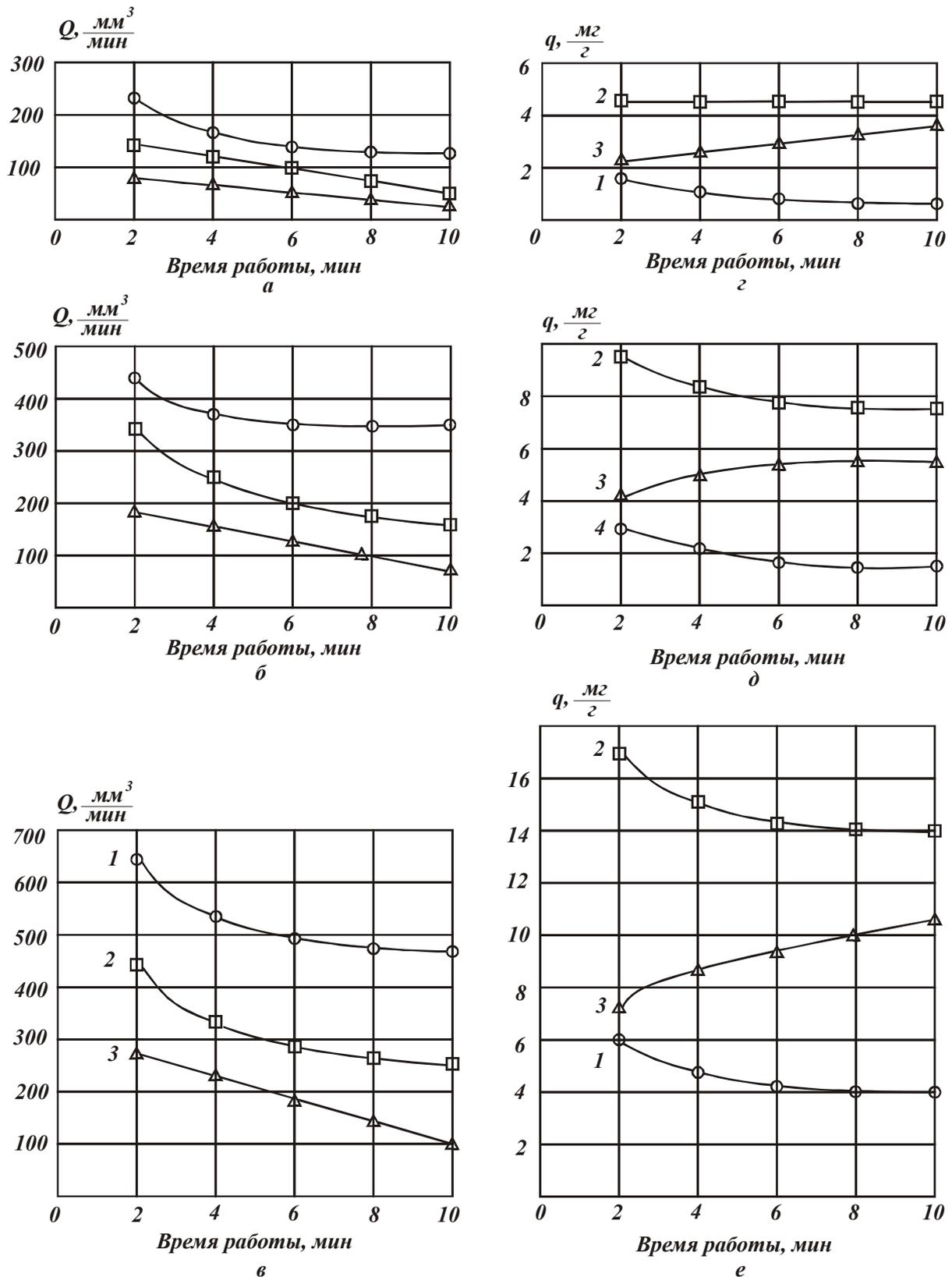


Рис. 3.27. Зависимость Q и удельного расхода алмаза q от времени работы:

а, г – $S_{\text{нон}} = 0,1$ мм/мин; б, д – $S_{\text{нон}} = 0,2$ мм/мин; в, е – $S_{\text{нон}} = 0,3$ мм/мин;

1 – алмазный круг АС6 160/125 К1 4; 2 – АС6 160/125 Б1

4; 3 – АС6 160/125 М2-01 4; $V_{\text{кр}} = 23$ м/с; $V_{\text{дет}} = 60$ м/мин; $S_{\text{пр}} = 3$ м/мин

Во всех остальных случаях фактическая производительность обработки меньше номинальной производительности, например, для алмазного круга на металлической связке – до 10 раз.

Исходя из этого, можно заключить, что для данных условий шлифования рассмотренная выше разность ($V_0 - V_\phi$) с течением времени обработки увеличивается, т.е. увеличивается радиальная составляющая силы резания P_y : в большей мере для алмазных кругов на металлической связке. Из приведенных графиков также следует, что при шлифовании алмазным кругом на керамической связке через определенное время обработки фактическая производительность практически стабилизируется.

Основной причиной такого изменения фактической производительности обработки необходимо рассматривать изменение режущей способности алмазных кругов в процессе шлифования.

На рис. 3.27 приведены экспериментально полученные результаты исследований удельного расхода алмаза q , равного отношению массы изношенных алмазных зерен к массе сошлифованного материала (соответствующей фактической производительности обработки) за определенное время обработки. Сопоставляя графики производительности обработки и удельного расхода алмаза q , видно, что с течением времени обработки масса изношенных алмазных зерен круга уменьшается. С физической точки зрения это связано с образованием на рабочей поверхности алмазного круга более сглаженного режущего рельефа и увеличением радиусов округления режущих кромок алмазных зерен, что приводит к повышению силовой напряженности процесса резания и снижению фактической производительности обработки.

Керамическая и органическая связки обеспечивают меньшую прочность удержания алмазных зерен, чем металлическая связка. Поэтому эти связки допускают меньший износ (меньшую степень затупления) алмазных зерен. Зерна выпадают из связки, практически не претерпев линейного износа, в результате чего на рабочей поверхности алмазного круга формируется и поддерживается в процессе развитый режущий рельеф, а процесс шлифования протекает с меньшей силовой напряженностью.

Металлическая связка в силу высокой прочности не обеспечивает в процессе шлифования восстановления режущих свойств алмазного круга, в связи с чем, процесс протекает с высокой силовой напряженностью. Радиусы округления режущих кромок алмазных зерен с течением времени обработки непрерывно увеличиваются, выступание зерен над уровнем связки уменьша-

ется, что в конечном итоге приводит к полной потере режущей способности алмазного круга. Для восстановления режущих свойств алмазного круга необходимо использовать эффективные методы правки или, например, алмазно-искровое шлифование, основанное на введении в зону резания дополнительной энергии в форме электрических разрядов.

На рис. 3.28 приведены экспериментальные данные, полученные при алмазно-искровом внутреннем врезном шлифовании твердого сплава ВК15. В данном случае за счет введения в зону резания дополнительной энергии в форме электрических разрядов обеспечивается высокая режущая способность алмазного круга на металлической связке. В результате фактическая производительность обработки практически стабилизируется во времени, в особенности при небольшой поперечной подаче $S_{non} = 0,1$ мм/мин. Чем больше сила тока, подводимого в зону резания от специального источника технологического тока, тем больше фактическая производительность обработки.

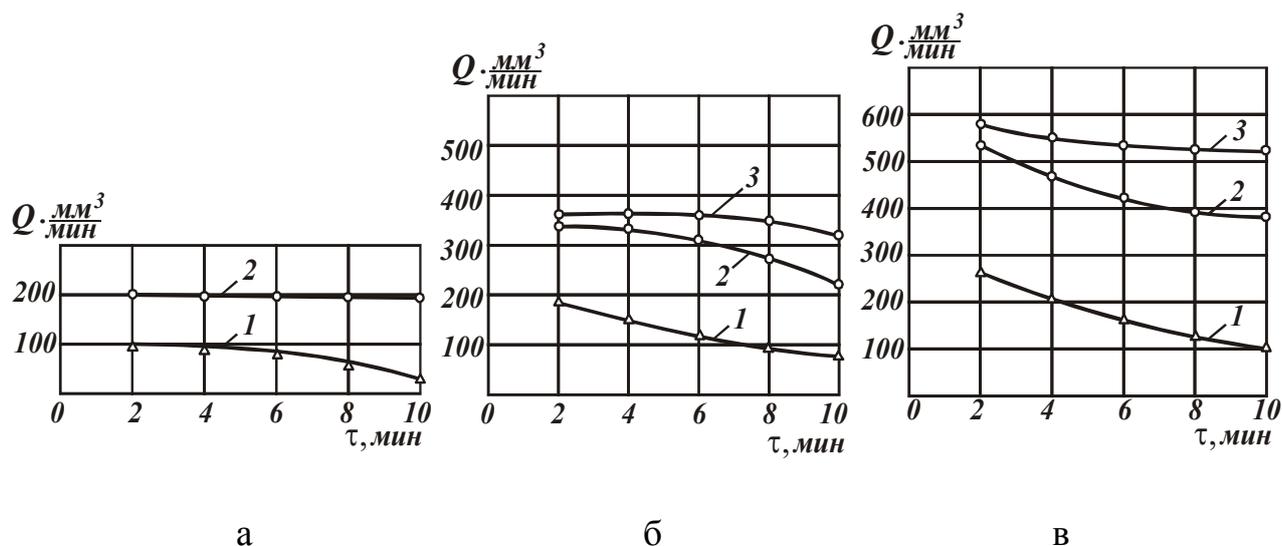


Рис. 3.28. Зависимость производительности Q от времени работы τ : обрабатываемый материал – ВК15; круг – АС6 160/125 М2-01 4; $V_{кр} = 23$ м/с; $V_{дет} = 60$ м/мин; $S_{np} = 3$ м/мин; а – $S_{non} = 0,1$ мм/мин; б – $S_{non} = 0,2$ мм/мин; в – $S_{non} = 0,3$ мм/мин; 1 – $I = 0$; 2 – $I = 15$ А; 3 – $I = 20$ А; 4 – $I = 30$ А.

Так, при поперечной подаче $S_{non} = 0,1$ мм/мин стабилизация во времени фактической производительности обработки происходит при силе тока $I = 15$ А. При поперечной подаче $S_{non} = 0,2$ мм/мин стабилизация происходит при силе тока $I = 20$ А, а при $S_{non} = 0,3$ мм/мин – при силе тока $I = 30$ А.

Следует отметить, что несмотря на стабилизацию во времени фактиче-

ской производительности обработки, она по абсолютной величине меньше номинальной производительности обработки, определяемой величиной поперечной подачи. Так, для $S_{non} = 0,1$ мм/мин номинальная производительность обработки равна $251,2$ мм³/мин. Соответственно фактическая производительность обработки, с которой происходит стабилизация процесса шлифования во времени, меньше и равна 200 мм³/мин.

Для $S_{non} = 0,2$ мм/мин номинальная производительность обработки равна $251,2$ мм³/мин, а фактическая производительность обработки – 470 мм³/мин.

Для $S_{non} = 0,3$ мм/мин номинальная производительность обработки равна $753,6$ мм³/мин, а фактическая производительность обработки – 580 мм³/мин.

Исходя из уравнения (3.95), это связано с присутствием правой части уравнения, поскольку радиальная составляющая силы резания P_y не равна нулю. Уменьшение разности $(V_0 - V_\phi)$ и радиальной составляющей силы резания P_y при алмазно-искровом шлифовании обусловлено непрерывным поддержанием на рабочей поверхности круга развитого режущего рельефа, уменьшением радиусов округления режущих кромок зерен.

На рис. 3.29 приведены результаты исследований удельного расхода алмаза q . Сопоставляя графики, видно, что масса изношенных алмазных зерен с течением времени обработки уменьшается. Это связано с увеличением радиусов округления режущих зерен, т.к. интенсивность износа более затупленных зерен меньше. Из приведенных графиков следует неодинаковый характер изменения удельного расхода алмаза q во времени. В одних случаях удельный расход алмаза увеличивается, а в других – уменьшается. Увеличение q обусловлено преобладанием знаменателя (рассматривая удельный расход алмаза q как отношение массы изношенных алмазных зерен к массе снятого материала или как отношение производительности съема алмазоносного слоя круга к производительности съема обрабатываемого материала). Уменьшение q во времени обусловлено преобладанием числителя, т.е. интенсивности износа алмазного круга. В случае $S_{non} = 0,1$ мм/мин при силе тока $I = 15$ А наблюдается стабилизация во времени удельного расхода алмаза q . Это означает, что интенсивность изменения числителя и знаменателя соотношения, определяющего удельный расход алмаза q , равны.

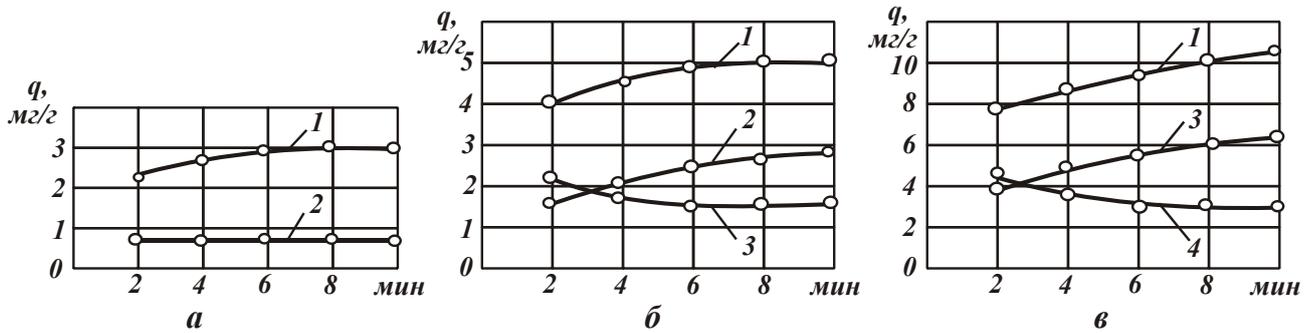


Рис. 3.29. Зависимость удельного расхода алмаза q от времени работы τ : обрабатываемый материал – ВК15; круг – АС6 160/125 М2-01 4; $V_{кр} = 23$ м/с; $V_{дет} = 60$ м/мин; $S_{пр} = 3$ м/мин; а – $S_{non} = 0,1$ мм/мин; б – $S_{non} = 0,2$ мм/мин; в – $S_{non} = 0,3$ мм/мин; 1 – $I = 0$; 2 – $I = 15$ А; 3 – $I = 20$ А; 4 – $I = 30$ А.

Подводя итоги, можно сделать вывод, состоящий в том, что при шлифовании алмазными кругами на относительно "мягких" керамической и органической связках рассмотренный выше показатель степени m несколько превышает значение, равное единице. При шлифовании алмазным кругом на металлической связке показатель степени m значительно больше единицы. В результате этого правая часть уравнения (3.95) с течением времени обработки увеличивается, что приводит к увеличению разности $(V_0 - V_{\phi})$ и уменьшению фактической производительности обработки.

Увеличение радиальной составляющей силы P_y , исходя из зависимости (2.20), связано с уменьшением отношения $K_{рез} / \sigma$. Согласно зависимости (3.51), уменьшение отношения $K_{рез} / \sigma$ происходит за счет уменьшения отношения a_z / R . Поскольку уменьшение отношения a_z / R ограничено его предельными значениями 0,04 ... 0,08 (при которых процесс резания переходит в процесс упруго-пластического деформирования металла без образования стружки), правильнее зависимость (3.51) представить в виде:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{R} - 0,04\right)^2}. \quad (3.96)$$

Тогда, при условии $a_z / R \rightarrow 0,04$ отношение $K_{рез} / \sigma \rightarrow 0$, а $P_y \rightarrow \infty$, $y \rightarrow \infty$, $(V_0 - V_{\phi}) \rightarrow \infty$. Из этого можно заключить, что рассматриваемый процесс шлифования алмазным кругом на металлической связке осуществляется со значениями a_z / R , близкими к предельным. При алмазно-искровом шлифовании показатель степени m может быть уменьшен до значения, равного

единице и ниже. В этом случае правая часть уравнения (3.95), а соответственно разность $(V_0 - V_\phi)$ и величина V_ϕ будут оставаться неизменными с течением времени обработки.

О возможности стабилизации во времени фактической производительности обработки при шлифовании по жесткой схеме также свидетельствуют экспериментальные данные, полученные на кафедре резания материалов Харьковского политехнического института под руководством профессора Беззубенко Н. К. при исследовании алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов.

Таким образом, раскрыта физическая сущность характера изменения величин $(V_0 - V_\phi)$ и V_ϕ в процессе шлифования во времени. По величине $(V_0 - V_\phi) \cdot \tau = y$ можно довольно просто определить радиальную составляющую силы резания P_y , располагая данными о приведенной жесткости технологической системы c . Это не требует проведения достаточно сложных и трудоемких экспериментальных исследований процесса на основе тензометрирования для определения упругих перемещений в технологической системе и соответственно радиальной составляющей силы резания P_y .

Заслуживает внимания еще одна важная закономерность, установленная экспериментально и состоящая в том, что с течением времени обработки параметр шероховатости R_a при шлифовании алмазным кругом на металлической связке непрерывно увеличивается (рис. 3.30). Учитывая условие $R_{max} \approx a_z$, это равносильно увеличению толщины среза при шлифовании a_z .

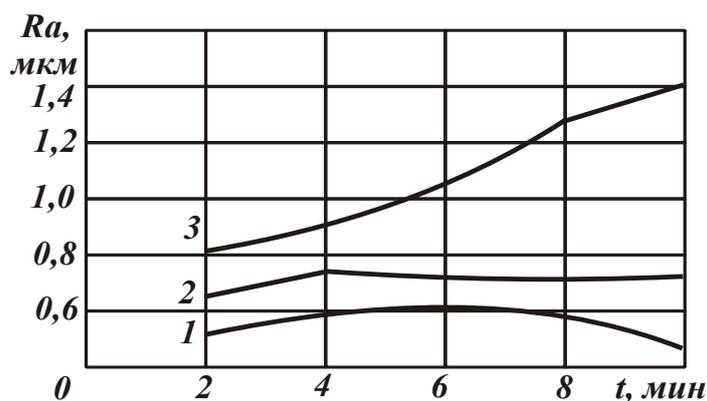


Рис. 3.30. Зависимость параметра шероховатости R_a от времени обработки t :

1 – круг АС6 160/125 Б1 – 100 %; 2 – круг АС6 160/125 К1 – 100 %;

3 – круг АС6 160/125 М2-01 – 100 %; $V_{кр} = 23$ м/с; $V_{дет} = 60$ м/мин;

$$S_{np} = 3 \text{ м/мин}; S_{non} = 0,1 \text{ мм/мин.}$$

С чем это может быть связано? Очевидно, по мере затупления режущих зерен увеличиваются радиусы округления их режущих кромок R , и уменьшается отношение a_z / R . При достижении предельного значения $a_z / R = 0,04 \dots 0,08$ (по данным профессора Богомолова Н. И.) зерна перестают резать. В результате часть зерен в резании не участвуют (в том числе и по причине их выпадения из связки круга). Осуществлять процесс резания будут лишь те зерна, для которых справедливо условие $a_z / R = 0,04 \dots 0,08$. Согласно этому условию, с увеличением параметра R во времени будет увеличиваться средняя толщина среза a_z , которая в первом приближении равна параметру шероховатости обработки R_{max} , определяемому зависимостью:

$$R_{max} = (0,04 \dots 0,08) \cdot R. \quad (3.97)$$

Следовательно, увеличение параметра шероховатости обработки R_{max} с течением времени обусловлено, во-первых, достижением предельных значений a_z / R , во-вторых, увеличением во времени параметра R .

На основе зависимости (3.97) с использованием экспериментальных значений $R_{max} = 5 \cdot R_a$, приведенных на рис. 3.30, можно рассчитать значения R при шлифовании алмазным кругом на металлической связке, табл. 3.6.

Как следует из табл. 3.6, наибольшие значения R (соответствующие $a_z / R = 0,04$) превышают радиус зерна $\bar{X} / 2 = 160 \text{ мкм} / 2 = 80 \text{ мкм}$, где \bar{X} – зернистость алмазного круга. Это свидетельствует о том, что резание производится изношенными зернами.

Таблица 3.6

Значения параметров R_a и R

τ , мин	2	4	6	8	10
R_a , мкм	0,8	0,9	1,05	1,3	1,4
R , мкм	50 – 100	56 – 112	65 – 130	81 – 162	87 – 174

Для алмазного круга на органической связке Б1 радиус округления режущей кромки зерна R , рассчитанный по зависимости (3.97), для $R_a = 0,55$ мкм, изменяется в пределах 34 – 68 мкм. Для алмазного круга на керамической связке К1 ($R_a = 0,7$ мкм) радиус $R = 44 \dots 88$ мкм. Как видно, для данных алмазных кругов радиус округления режущей кромки зерна R меньше радиуса зерна $\bar{X} / 2 = 160 \text{ мкм} / 2 = 80 \text{ мкм}$, т.е. отношение $a_z / R \geq 0,04 \dots 0,08$ принимает значения, превышающие предельные.

На основе проведенного анализа можно сделать вывод о том, что существуют два условия формирования шероховатости поверхности: $a_z / R > 0,04 \dots 0,08$ и $a_z / R \approx 0,04 \dots 0,08$. В первом случае формирование шероховатости поверхности происходит в устойчивом режиме процесса резания (стружкообразования). Во втором случае – при достижении предельных значений a_z / R , когда резание переходит в упруго-пластическое деформирование обрабатываемого материала и процесс характеризуется большой силовой напряженностью. Тогда, в первом случае формирование шероховатости поверхности можно рассматривать с позиций кинематики, как процесс наложения и перекрытия проекций режущих зерен на условную плоскость, расположенную перпендикулярно направлению движения зерен. Во втором случае – с позиций физики, как процесс осуществления предельных значений a_z / R . В первом случае расчет параметров шероховатости обработки можно производить по аналитическим зависимостям, полученным на основе кинематических подходов, во втором случае – на основе зависимости (3.97).

Выводы

1. Установлены аналитические связи между параметрами точности обработки и производительности на основе баланса перемещений в технологической системе, что позволило выявить, обосновать и реализовать условия существенного повышения эффективности механической обработки, разработать новые методики проектирования и оптимизации структуры и параметров технологических процессов. Показано, что характер изменения величины упругого перемещения, производительности обработки и радиальной составляющей силы резания с течением времени обработки может быть самым разнообразным в зависимости от отношения величины установившегося упругого перемещения (определяемого условиями обработки) и начального натяга в технологической системе. Так, при условии равенства величины установившегося упругого перемещения и начального натяга в технологической системе фактическая производительность обработки равна номинальной производительности. При условии превышения начального натяга в технологической системе над величиной установившегося упругого перемещения фактическая производительность обработки больше номинальной производительности.

2. Произведена классификация всех применяемых на практике схем механической обработки по признаку изменения радиальной составляющей

силы резания во времени:

– схемы, характеризующиеся увеличением радиальной составляющей силы резания с течением времени обработки (основанные на применении жесткой схемы обработки);

– схемы, характеризующиеся постоянством радиальной составляющей силы резания с течением времени обработки (основанные на применении упругой схемы обработки с фиксированным радиальным усилием);

– схемы, характеризующиеся уменьшением радиальной составляющей силы резания с течением времени обработки (основанные на применении упругой схемы обработки с начальным натягом в технологической системе).

Первый случай реализуется на практике при механической обработке лезвийными и абразивными инструментами, а второй и третий случаи – при механической обработке абразивными инструментами (так называемые упругие схемы шлифования и доводки, а также схема выхаживания – обработка с отключенной радиальной подачей станка).

3. Теоретически доказано, что при обработке с увеличивающейся во времени радиальной составляющей силы резания величина упругого перемещения, определяющая точность размера обрабатываемой детали, тем меньше, чем меньше величина установившегося упругого перемещения и меньше максимальное значение снимаемого припуска.

4. Теоретически доказано, что при обработке с уменьшающейся во времени радиальной составляющей силы резания, т.е. в условиях выхаживания при шлифовании, величина упругого перемещения уменьшается тем интенсивнее, чем меньше отношение погрешностей формы обрабатываемой заготовки и детали.

5. Теоретически установлено, что при выхаживании наименьшие значения величины упругого перемещения и максимальной высоты микронеровности на обрабатываемой поверхности определяются предельным отношением толщины среза и радиуса округления режущей кромки зерна, при котором возможен процесс стружкообразования при резании. Поэтому необходимо использовать методы обработки, обеспечивающие непрерывное микроразрушение режущих кромок абразивных или алмазных зерен в процессе резания, исключаящие затупление зерен, а также методы обработки, позволяющие уменьшить предельное значение отношения толщины среза и радиуса округления режущей кромки зерна, при котором возможен процесс резания, т.е. методы обработки, расширяющие границы осуществления процесса резания.

Раздел 4

Условия повышения качества обрабатываемых поверхностей деталей машин

4.1. Кинематический подход к расчету и анализу параметров шероховатости при абразивной обработке

В работах [2; 8; 17; 34; 38 – 40; 80; 88; 102] приведены результаты теоретических исследований процесса шлифования, основанных на вероятностном подходе к описанию закономерностей съема материала и формообразования поверхностей при абразивной обработке. Для сравнения важно провести анализ технологических возможностей процессов абразивной обработки на основе упрощенного кинематического подхода, не требующего применения сложного математического аппарата теории вероятностей [65; 70; 105]. Для этого рассмотрены закономерности образования микрогеометрии поверхности прямолинейного неподвижного образца 1 в процессе его абразивной обработки (рис. 4.1,а), проецируя все режущие зерна, расположенные на участке абразивного инструмента длиной L , на вертикальную плоскость 1, имитирующую положение обрабатываемого образца. Принято, что рабочая часть зерна имеет конусообразную форму с углом при вершине 2γ , все зерна выступают над уровнем поверхности инструмента на одинаковую высоту b , а вершины спроецированных на плоскость 1 зерен в горизонтальном направлении равноудалены (рис. 4.1,б). Тогда справедливо геометрическое условие

$$2 \cdot R_{max} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n = B, \quad (4.1)$$

где R_{max} – максимальная высота проекций зерен на плоскость 1, условно равная максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности (параметру шероховатости поверхности R_{max}), м;

B – ширина рабочей части абразивного инструмента, м;

$n = k \cdot B \cdot L$ – количество зерен, расположенных на участке инструмента длиной L ;

k – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности инструмента, шт./м².

После преобразований зависимости (4.1), имеем:

$$R_{max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}. \quad (4.2)$$

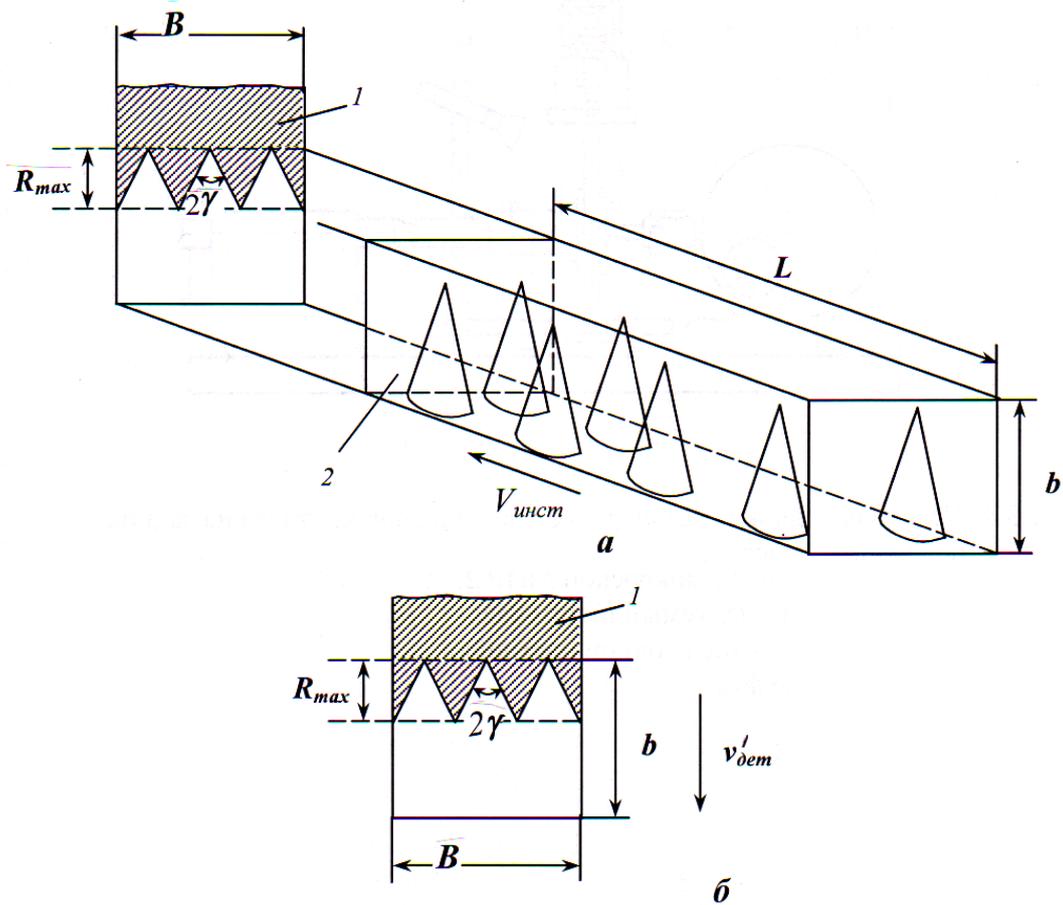


Рис. 4.1. Расчетная схема формирования шероховатости поверхности:
1 – обрабатываемая деталь; 2 – абразивный инструмент.

Параметр шероховатости поверхности R_{max} тем меньше, чем больше параметры γ , k , l , т. е. увеличивая число спроецированных на плоскость зерен, можно пропорционально уменьшить параметр шероховатости поверхности R_{max} до требуемого значения. Однако данное решение представляет интерес лишь в теоретическом плане, так как предполагает съем весьма малых припусков, соизмеримых с толщинами срезов отдельными зернами.

В связи с этим следует рассмотреть схему резания прямолинейного образца 1, движущегося по нормали к рабочей поверхности со скоростью $V'_{дет}$ (рис. 4.1,б). Инструмент движется в горизонтальном направлении со скоростью $V_{инст}$. Проецируются все зерна, расположенные на участке инструмента длиной L , на движущуюся в вертикальном направлении со скоростью $V'_{дет}$ плоскость, имитирующую движение обрабатываемого образца.

Длину L можно выразить

$$L = V_{инст} \cdot \tau = V_{инст} \cdot \frac{R_{max}}{V'_{дет}}, \quad (4.3)$$

где τ – время, за которое переместится плоскость на величину R_{max} , с.

Подставляя зависимость (4.3) в (4.1), имеем

$$R_{max} = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{инст}}}. \quad (4.4)$$

Параметр шероховатости обработки R_{max} тем меньше, чем больше γ , k и меньше отношение $V'_{дет}/V_{инст}$. Поскольку увеличение параметров k , $V_{инст}$ ограничено, основным условием уменьшения параметра R_{max} до требуемого значения, следует рассматривать уменьшение скорости $V'_{дет} \rightarrow 0$.

Для реализации весьма малых значений скорости $V'_{дет}$ может быть эффективна упругая схема обработки с постоянным радиальным усилием P , приложенным к обрабатываемому образцу (рис. 4.2,а).

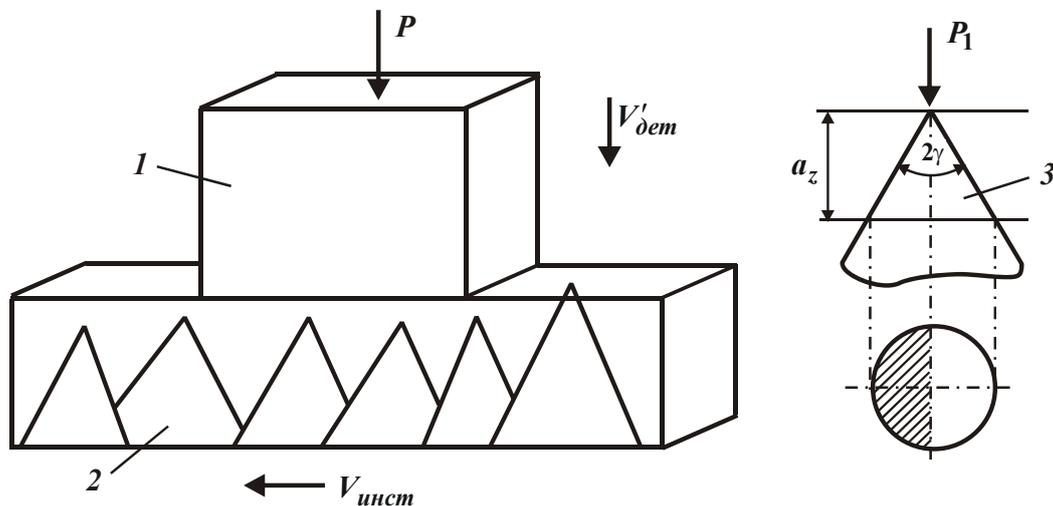


Рис. 4.2. Расчетная схема упругой схемы обработки с постоянным радиальным усилием P :

1 – обрабатываемая деталь; 2 – абразивный инструмент; 3 – режущее зерно

Усилие P , необходимое для перемещения обрабатываемого образца в вертикальном направлении со скоростью $V'_{дет}$, определяется из условия, что в контакте с образцом одновременно находится n_0 зерен (рис. 4.2,б):

$$P = 0,5 \cdot HV \cdot n_0 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot a_z^2, \quad (4.5)$$

где HV – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу, Н/м²;

a_z – толщина среза отдельным зерном, м.

Коэффициент 0,5 в зависимости (4.5) означает то, что при резании фактическая площадь контакта зерна с обрабатываемым материалом равна половине номинальной площади $\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot a_z^2$. Принимая в первом приближении,

что толщина среза отдельным зерном a_z равна максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности R_{max} , и разрешая зависимость (4.5) относительно R_{max} , получено:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot n_0 \cdot HV}}. \quad (4.6)$$

Количество одновременно работающих зерен n_0 равно $n_0 = k \cdot F$, где k – поверхностная концентрация зерен, шт./м²; F – площадь контакта абразивного инструмента с обрабатываемым материалом, м².

С учетом $\bar{p} = P/F$ (где \bar{p} – нормальное давление, Н/м²) зависимость (4.6) примет вид:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot \bar{p}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot k \cdot HV}}. \quad (4.7)$$

Как видно, уменьшить параметр шероховатости обработки R_{max} можно уменьшением нормального давления \bar{p} и увеличением параметров γ , k . Параметр R_{max} тем меньше, чем больше твердость обрабатываемого материала HV . Это связано с уменьшением толщин срезов при фиксированном нормальном давлении \bar{p} . Следовательно, одну и ту же шероховатость поверхности при обработке более твердых материалов можно получить абразивным инструментом с меньшей концентрацией зерен k .

Сравнивая зависимость (4.4) и (4.7), установлена взаимосвязь между параметрами $V'_{дет}$ и \bar{p} :

$$V'_{дет} = \frac{2 \cdot \bar{p}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot V_{инст}. \quad (4.8)$$

Скорость перемещения обрабатываемого образца $V'_{дет}$ и соответственно производительность обработки $V'_{дет} \cdot F$ тем больше, чем больше нормальное давление \bar{p} , скорость инструмента $V_{инст}$ и меньше угол при вершине режущего зерна 2γ , который определяет степень затупления зерна и изменяется в пределах $80 \dots 180^\circ$. При условии $2\gamma \rightarrow 180^\circ$ зерно полностью теряет режущую способность.

Исходя из зависимости (4.8), с увеличением твердости обрабатываемого материала HV скорость $V'_{дет}$ уменьшается. Следовательно, чем больше HV , тем больше должны быть значения \bar{p} и $V_{инст}$ с целью увеличения скорости $V'_{дет}$ и производительности обработки.

Согласно зависимости (4.7), увеличение \bar{p} ведет к увеличению параметра R_{max} . Поэтому для увеличения $V'_{дет}$ с учетом ограничения по параметру шероховатости поверхности R_{max} следует увеличить $V_{инст}$ и \bar{p} , а также поверхностную концентрацию зерен k (чтобы компенсировать увеличение R_{max} в связи с увеличением \bar{p}). Если возможности увеличения k ограничены, основным условием повышения $V'_{дет}$ при обработке высокотвердых материалов является увеличение $V_{инст}$.

Исходя из зависимостей (4.7) и (4.8), угол γ одинаково влияет на параметры R_{max} и $V'_{дет}$. С целью увеличения скорости $V'_{дет}$ и производительности обработки угол γ необходимо увеличить, а имеющееся при этом увеличение R_{max} – компенсировать увеличением поверхностной концентрации k . Так как параметр k входит в зависимость (4.7), то за счет его изменения можно добиться требуемого значения шероховатости поверхности R_{max} .

Как видно, поверхностная концентрация зерен k играет исключительно важную роль в интенсификации процесса и обеспечении требуемой шероховатости поверхности [65; 106].

Важно оценить влияние условий закрепления режущих зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента на параметр шероховатости поверхности R_{max} . Радиальная составляющая силы резания P_1 , действующая на отдельное зерно инструмента, равна (рис. 4.2,б)

$$P_1 = 0,5 \cdot HV \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot a_z^2. \quad (4.9)$$

Принимая в первом приближении $a_z = R_{max}$, имеем

$$R_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot P_1}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}}. \quad (4.10)$$

Из зависимости (4.10) вытекает, что уменьшение параметра шероховатости обработки R_{max} предполагает уменьшение радиальной составляющей силы резания P_1 , действующей на отдельное зерно. Следовательно, процесс достижения более высокой чистоты обработки (меньших значений R_{max}) характеризуется меньшими нагрузками, действующими на режущие зерна. Это не требует прочного удержания зерен на рабочей поверхности инструмента. Зерна могут находиться в свободном незакрепленном состоянии.

Закрепление зерен с помощью связывающего материала приводит к увеличению радиальной составляющей силы резания P_1 и, соответственно,

параметра шероховатости обработки R_{max} . Из этого можно заключить, что обеспечение высокой чистоты обработки требует применения инструментов со свободным абразивом [77; 78; 116].

Применение инструментов со связанным абразивом (шлифовальных кругов, лент и т. д.) в связи с увеличением нагрузок, действующих на зерна, и глубин внедрения зерен в обрабатываемый материал предполагает увеличение параметра шероховатости поверхности R_{max} .

Из зависимости (4.9) определяется радиальная составляющая силы резания P_1 , действующая на отдельное зерно, необходимая для достижения заданной шероховатости поверхности $a_z = R_{max}$.

Радиальная составляющая силы резания P , с которым обрабатываемый образец прижимается к инструменту, равно:

$$P = P_1 \cdot n_0, \quad (4.11)$$

откуда

$$P_1 = \frac{\bar{p}}{k}. \quad (4.12)$$

Исходя из зависимости (4.12), уменьшить P_1 (для обеспечения более высокой чистоты поверхности) можно уменьшением \bar{p} и увеличением k . Учитывая то, что уменьшение \bar{p} ведет к уменьшению V'_{det} и производительности обработки, согласно зависимости (4.8), целесообразно уменьшить P_1 за счет увеличения k .

С увеличением твердости обрабатываемого материала HV , исходя из зависимости (4.9), для обеспечения условия $a_z = R_{max} = const$ радиальную составляющую силы резания P_1 , действующую на отдельное зерно, необходимо увеличить. С учетом зависимости (4.12), это предполагает уменьшение поверхностной концентрации зерен k , т. е. при обработке более твердого материала добиться одной и той же шероховатости поверхности R_{max} можно за счет уменьшения k .

Увеличение P_1 в связи с увеличением твердости обрабатываемого материала HV требует применения в качестве свободного абразива более прочных марок абразивов (например, сверхтвердых материалов), а также увеличения их зернистости (более крупные зерна обладают большей прочностью и износостойкостью).

Увеличение P_1 в связи с увеличением HV требует также увеличения прочности удержания зерен на рабочей поверхности инструмента. Следова-

тельно, для обеспечения одной и той же шероховатости поверхности при обработке более твердых материалов допускается использование инструментов со связанным абразивом.

Рассмотрим условия образования микронеровностей обрабатываемой поверхности при резании инструментом со связанным абразивом (алмазным кругом). В работе [1] показано, что поверхностная концентрация зерен k связана с объемной концентрацией круга m и зернистостью круга \bar{X} зависимостью (2.13). Поэтому, подставляя зависимость (2.13) в (4.7), получено:

$$R_{max} = 20 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{\bar{p}}{3 \cdot m \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot (1 - \varepsilon)}}. \quad (4.13)$$

Исходя из зависимости (4.13), параметр шероховатости поверхности R_{max} тем меньше, чем меньше зернистость круга \bar{X} , нормальное давление \bar{p} и больше угол при вершине зерна 2γ , объемная концентрация круга m , степень выступания зерен над уровнем связки $(1 - \varepsilon)$ и твердость обрабатываемого материала HV . Наибольшее влияние на параметр шероховатости поверхности R_{max} оказывают параметры \bar{X} и γ .

Уменьшение параметра шероховатости поверхности R_{max} с увеличением $(1 - \varepsilon)$ связано с увеличением поверхностной концентрации зерен k , в соответствии с зависимостью (2.13).

Расчет параметра шероховатости поверхности R_{max} по зависимости (4.13) является приближенным, так как не учитывает равновысотное расположение вершин зерен над уровнем связки алмазного круга, поскольку в резании участвуют наиболее выступающие зерна с высотой выступания $b \geq b_0 - R_{max}$, где b_0 – максимальная высота выступания вершин зерен над уровнем связки. Чтобы учесть работающие зерна, необходимо поверхностную концентрацию k , определяемую зависимостью (2.13), умножить на коэффициент, равный R_{max} / b_0 . Тогда

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2} \cdot \frac{R_{max}}{b_0}. \quad (4.14)$$

Величина b_0 выражается зависимостью (2.14) [1]. Параметр k_1 с учетом зависимости (2.14) принимает вид:

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot R_{max}}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (4.15)$$

После подстановки зависимости (4.15) в (4.7) получено:

$$R_{max} = 3 \sqrt{\frac{400 \cdot \bar{p}}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot HV}}. \quad (4.16)$$

Как и в зависимости (4.13), наибольшее влияние на параметр шероховатости поверхности R_{max} оказывает зернистость круга \bar{X} , т.е. уменьшить R_{max} можно, прежде всего, за счет уменьшения зернистости круга \bar{X} . Зависимость (4.16) справедлива при шлифовании по упругой схеме с фиксированным нормальным давлением \bar{p} .

При шлифовании по жесткой схеме параметр шероховатости поверхности R_{max} определится из зависимости (4.4), подставляя в нее вместо параметра k параметр k_1 , определяемый зависимостью (4.15), тогда

$$R_{max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{инст}}}. \quad (4.17)$$

Наибольшее влияние на параметр шероховатости поверхности R_{max} оказывает зернистость круга \bar{X} . Влияние объемной концентрации m такое же, как и при шлифовании по упругой схеме.

Зависимости для расчета параметра шероховатости поверхности R_{max} : (4.13), (4.16), (4.17) справедливы при шлифовании алмазными кругами на прочных металлических связках, когда практически отсутствует "утопание" зерен в связку в процессе резания под действием возникающих нагрузок.

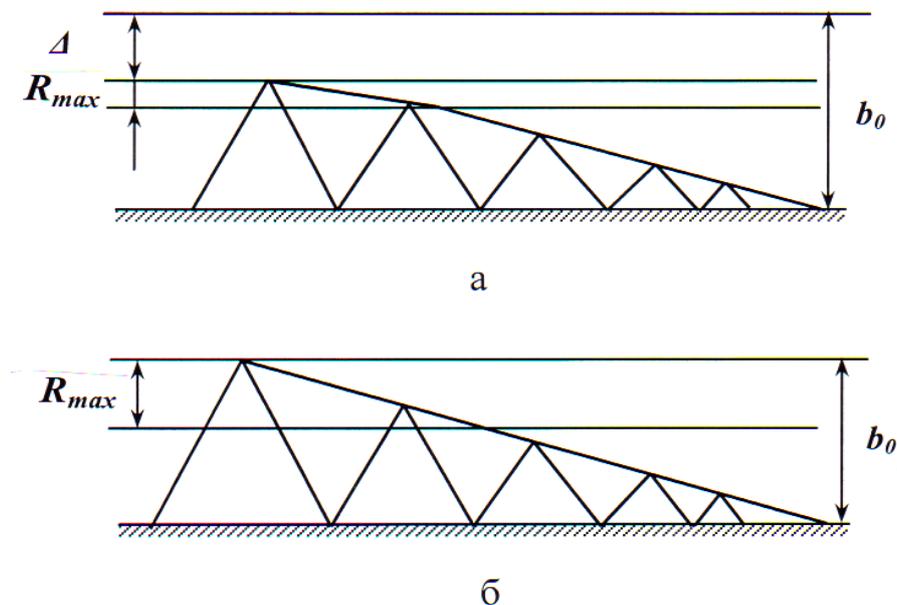


Рис. 4.3. Влияние величины Δ на параметр шероховатости поверхности R_{max} : а – $\Delta > 0$; б – $\Delta = 0$

При шлифовании алмазными кругами на менее прочных (органических и других) связках зерна могут "утопать" в них. Это ведет к увеличению одновременно работающих зерен. Чтобы учесть данную закономерность, необходимо поверхностную концентрацию зерен k , определяемую зависимостью (2.13), умножить на коэффициент равный Δ/b_0 . Величина Δ , исходя из рис. 4.3, определяет глубину вдавливания в связку наиболее выступающего зерна под действием возникающей при шлифовании нагрузки. Менее выступающие зерна будут вдавливаться в связку на меньшую глубину, в результате чего фактические высоты выступания всех работающих зерен станут примерно одинаковыми. С учетом сказанного имеем:

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot \Delta}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \quad (4.18)$$

Представляя величину $\Delta = z \cdot R_{max}$ и подставляя параметр k_1 вместо параметра k в зависимость (4.7), получено:

$$R_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{400 \cdot \bar{p}}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot z \cdot HV}} \quad (4.19)$$

Зависимость (4.19) отличается от аналогичной зависимости (4.16) тем, что в нее входит множитель $z > 1$. Чем больше z , т.е. чем больше глубина "утопания" зерен в связку круга вследствие возникающих при шлифовании нагрузок, тем меньше параметр шероховатости поверхности R_{max} . Следовательно, применяя более "мягкие" связки, можно уменьшить R_{max} . По сути, применение "мягких" связок позволяет за счет "утопания" зерен перейти от разновысотного к одновысотному выступанию зерен над уровнем связки, что увеличивает число одновременно работающих зерен и уменьшает параметр шероховатости поверхности R_{max} . При шлифовании по жесткой схеме ($V'_{dem} = const$) зависимость для определения параметра R_{max} – (4.17), аналогично зависимости (4.19), примет вид:

$$R_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot z \cdot m} \cdot \frac{V'_{dem}}{V_{инст}}} \quad (4.20)$$

Как видно, чем больше z , тем меньше R_{max} при неизменном значении V'_{dem} и, соответственно, производительности обработки. Увеличение z при $R_{max} = const$ позволяет увеличить V'_{dem} и производительность обработки. Следовательно, применяя алмазные круги на относительно "мягких" связках, можно за счет введения в контакт с обрабатываемым материалом большего

числа зерен увеличить производительность обработки при неизменном значении R_{max} . При шлифовании алмазными кругами на металлических связках, когда отсутствует "утопание" зерен в связку, коэффициент $z=1$.

Связь между нормальным давлением \bar{p} и скоростью $V'_{дет}$ с учетом "утопания" зерен в связку остается прежней и определяется зависимостью (4.8). Разрешая зависимость (4.8) относительно \bar{p} , имеем:

$$\bar{p} = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{инст}}. \quad (4.21)$$

Нормальное давление \bar{p} (нормальная составляющая силы резания) тем больше, чем больше твердость обрабатываемого материала HV , отношение $V'_{дет} / V_{инст}$ и угол при вершине зерна 2γ . По мере затупления зерна угол γ может увеличиваться до значения $\gamma \rightarrow 90^\circ$ (до полной потери режущей способности зерна). Для $\gamma \rightarrow 90^\circ$ справедливо $\operatorname{tg} 90^\circ \rightarrow \infty$ и $\bar{p} \rightarrow \infty$. Неограниченное увеличение \bar{p} при заданном значении $V'_{дет}$ приводит к повышению теплонапряженности процесса, снижению точности и качества обработки. Следовательно, при шлифовании необходимо управлять режущей способностью круга, удаляя с рабочей поверхности затупившиеся зерна, и не допуская превышения силой резания (нормальным давлением \bar{p}) заданного значения.

Управлять степенью износа (затупления) зерна в процессе шлифования можно двумя путями. Во-первых, применять связки, обеспечивающие режим самозатачивания круга (постоянного обновления рабочей поверхности круга за счет выпадения из связки изношенных зерен под действием возникающих при резании нагрузок). Связка должна удерживать зерно до тех пор, пока нагрузка, действующая на него, не превысит предельного значения. Чем меньше величина линейного износа зерна до момента его выпадения из связки круга (т.е. чем меньше степень затупления зерна), тем "мягче" должна быть связка. Металлическая связка обеспечивает более прочное удержание зерна в круге, поэтому и величина линейного износа зерен при шлифовании такими кругами будет больше.

Удалить зерно из алмазного круга на металлической связке (в силу его прочного удержания связкой) сложно и круг, как правило, работает в режиме затупления. Основной путь поддержания высокой режущей способности таких кругов при шлифовании – это применение эффективных методов механической, электроэрозионной или электрохимической правки, позволяющих принудительно удалять с рабочей поверхности затупившиеся зерна.

Рассмотрим закономерности изменения параметра шероховатости обработки R_{max} при обработке свободным абразивом (алмазными пастами). Для этого в зависимостях (4.4) и (4.7) следует оценить значения параметра k . Согласно ГОСТ 16877-71 "Пасты алмазные", с увеличением зернистости пасты процентное содержание алмазного порошка в ней увеличивается (табл. 4.1). Это связано с тем, что с увеличением зернистости уменьшается количество зерен, содержащихся в 1 карате. Поэтому, с целью увеличения количества зерен процентное содержание алмазного порошка в пасте увеличивают. Однако, из табл. 4.1 видно, что с увеличением зернистости количество зерен в единице объема пасты уменьшается, так как при увеличении зернистости от 1/0 до 60/40 (т.е. приблизительно в 60 раз) концентрация алмазного порошка в пасте увеличивается лишь в 10 раз.

Таблица 4.1

Процентное содержание алмазного порошка в пасте

Зернистость пасты	Концентрация алмазного порошка, мас %	
	Нормальная	Повышенная
60/40	10	20
40/28	7	14
28/20		
20/14	5	10
14/10		
10/7	3	6
7/5		
5/3	2	4
3/2		
2/1	1	2
1/0		

Из этого можно заключить, что поверхностная концентрация зерен k (при использовании алмазной пасты) с увеличением зернистости увеличивается. Это ведет к уменьшению параметра шероховатости поверхности R_{max} . Установленная закономерность допускает увеличение зернистости при обработке материалов повышенной твердости HV (для обеспечения заданного значения параметра шероховатости поверхности R_{max} , согласно зависимости (4.7) при обработке по упругой схеме). С целью уменьшения параметра R_{max} при условии $\bar{p} = const$ зернистость необходимо уменьшить, обеспечивая увеличение поверхностной концентрации зерен k .

При обработке по жесткой схеме ($V'_{дет} = const$), согласно зависимости (4.4), зернистость необходимо уменьшить с целью уменьшения параметра шероховатости поверхности R_{max} . Установленные закономерности справедливы при обработке шлифовальной лентой. Здесь количество зерен, расположенных на рабочей поверхности, тем больше, чем меньше зернистость. Следовательно, с уменьшением зернистости увеличивается поверхностная концентрация зерен k и, соответственно, уменьшается параметр шероховатости поверхности R_{max} , исходя из зависимостей (4.4) и (4.7).

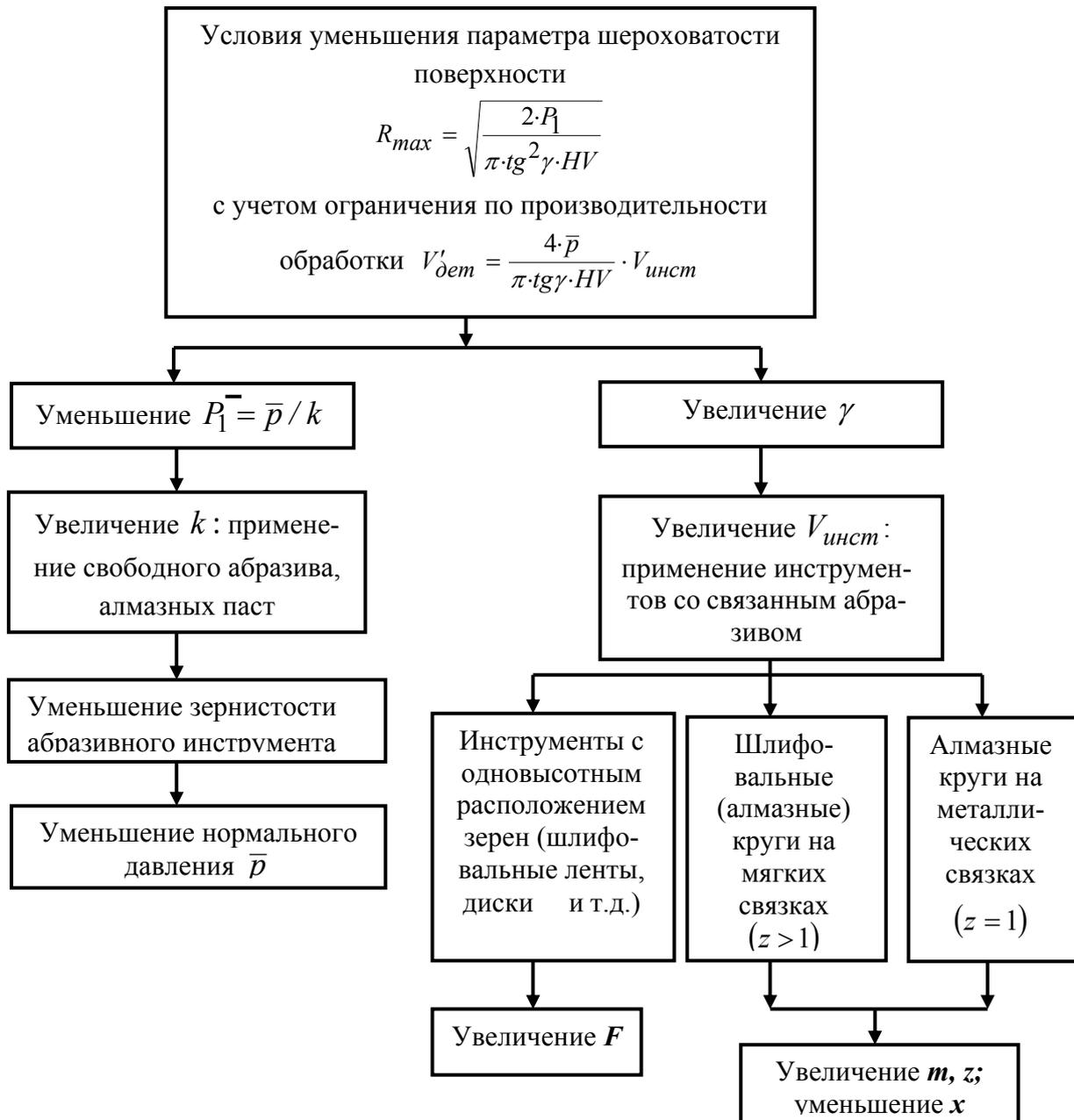


Рис. 4.4. Структурная схема условий уменьшения параметра шероховатости обработки R_{max}

Проведенный теоретический анализ позволяет сформулировать обобщенно основные условия уменьшения параметра шероховатости поверхности R_{max} и повышения производительности алмазно-абразивной обработки. Согласно структурной схеме, приведенной на рис. 4.4, уменьшить параметр R_{max} можно двумя путями: уменьшением радиальной составляющей силы резания P_1 , действующей на отдельное зерно, и увеличением угла при вершине зерна $2\gamma \rightarrow 180^\circ$ ($\gamma \rightarrow 90^\circ$).

Первый путь реализуется за счет уменьшения нормального давления \bar{p} и увеличения поверхностной концентрации зерен k . Так как уменьшение \bar{p} приводит к уменьшению V'_{det} по зависимости (4.8) и, соответственно, производительности обработки, основным условием уменьшения P_1 следует рассматривать увеличение поверхностной концентрации k при обработке свободным абразивом. В данном случае зерна не закреплены на рабочей поверхности инструмента (например, притира), могут перекатываться и обеспечивать минимально возможные срезы, т. е. осуществлять съем материала с минимальными силами резания. Увеличить k можно за счет уменьшения зернистости круга.

Второй путь уменьшения параметра шероховатости поверхности R_{max} (в результате увеличения угла γ – согласно зависимости (4.8)) предполагает уменьшение скорости V'_{det} и производительности обработки. Для поддержания производительности на заданном уровне, необходимо существенно увеличить скорость инструмента $V_{инст}$, а зерна закрепить на его рабочей поверхности, так как резание зернами с большим углом γ вызывает увеличение силы резания.

В этом случае зерна предварительно вдавливают в материал притира или жестко закрепляют с помощью связывающего материала (например, гальваническим методом). В результате формируется инструмент с одновысотным расположением вершин зерен. Чем больше поверхностная концентрация зерен k , тем меньше достигается значение параметра шероховатости поверхности R_{max} .

Примером жесткого закрепления зерен на рабочей поверхности является шлифовальный (алмазный) круг. В силу особенности его изготовления зерна выступают над уровнем связки на различную высоту. Более мягкие связки алмазного круга (органические и другие) допускают "утопание" в них зерен. В результате число одновременно участвующих в резании зерен увеличивает-

ся, что ведет к увеличению безразмерного коэффициента $z > 1$ и уменьшению параметра шероховатости поверхности R_{max} в соответствии с зависимостями (4.19) и (4.20) – при шлифовании по упругой и жесткой схемам.

При шлифовании алмазными кругами на металлических связках "утопание" зерен практически невозможно и $z = 1$. Уменьшить параметр шероховатости поверхности R_{max} при этом можно за счет увеличения угла $\gamma \rightarrow 90^\circ$. Для своевременного удаления затупленных зерен с рабочей поверхности круга необходимо использовать эффективные методы непрерывной правки. Учитывая то, что существенное увеличение $\gamma \rightarrow 90^\circ$ приводит к уменьшению $V'_{дет}$ в соответствии с зависимостью (4.8), возможно увеличение \bar{p} , но при одновременном уменьшении \bar{X} и увеличении m в соответствии с зависимостью (4.19).

При шлифовании по жесткой схеме уменьшить параметр шероховатости поверхности R_{max} без уменьшения производительности обработки можно уменьшением зернистости \bar{X} и увеличением объемной концентрации m и скорости инструмента (круга) в соответствии с зависимостью (4.20).

4.2. Теоретико-вероятностный подход к расчету параметров шероховатости поверхности при шлифовании

Для уточнения полученных в п. 4.1 аналитических решений по уменьшению шероховатости обработанной поверхности при шлифовании, основанных на упрощенном кинематическом подходе, в работе предложен теоретико-вероятностный подход с учетом износа зерен круга [74; 75; 87].

Для разработки математической модели плоского глубинного шлифования рассмотрена расчетная схема (рис. 4.5), в которой снимаемый припуск представлен пакетом элементарных прямолинейных слоев бесконечно малой толщины, которые входят в рабочую поверхность круга под разными углами. Наибольший угол входа α_1 имеет периферийный элементарный слой, по мере удаления от которого угол входа элементарных слоев уменьшается.

Элементарные прямолинейные слои припуска можно рассматривать в виде проекций на соответствующие диаметральные плоскости круга. Тогда задача математического моделирования сведется к установлению закономерностей образования приведенного режущего профиля круга на фиксированной диаметральной плоскости [75].

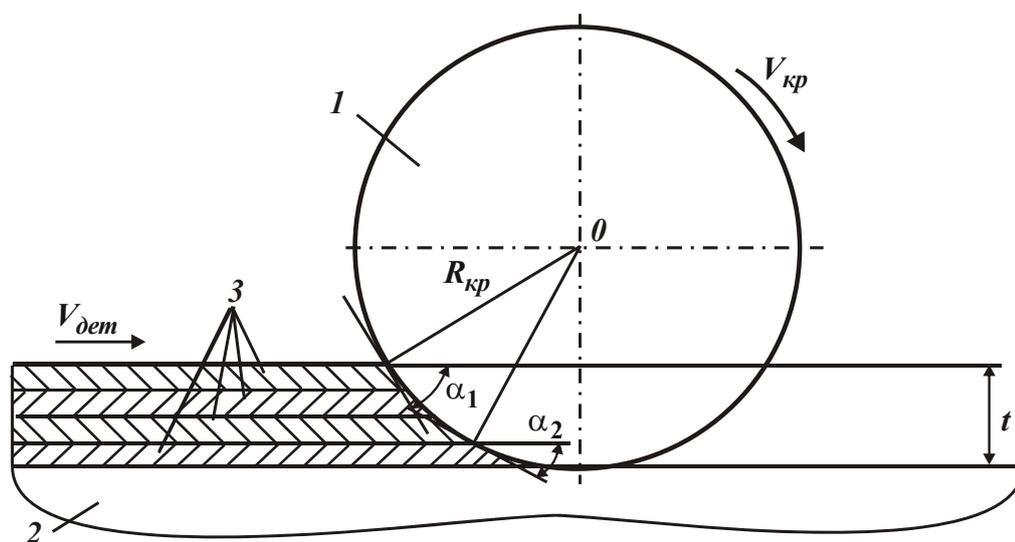


Рис. 4.5. Расчетная схема плоского глубинного шлифования: 1 – круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – элементарные слои снимаемого припуска

Для аналитического описания приведенного режущего профиля круга следует принять форму режущих зерен в виде усеченного конуса. Площадь верхнего основания конуса определяется величиной износа зерна, которая в условиях установившегося процесса высокопроизводительного шлифования, как показано многочисленными экспериментальными исследованиями, определяется главным образом величиной нагрузки, действующей на зерно. Чем больше эта нагрузка, тем больше площадка износа на зерне. Очевидно, наибольшую площадку износа будет иметь зерно, максимально выступающее над уровнем связки круга, а наименьшую – зерно, высота выступления которого над связкой круга соответствует уровню максимального заглабления радиально движущейся диаметральной плоскости в рабочую поверхность y (рис. 4.6). Для описания такого закона распределения площадок износа зерен по высоте следует ввести новый безразмерный коэффициент $\eta = y_a / y$, где y_a – координата вершины изношенного максимально выступающего над уровнем связки зерна, м.

Функция η характеризует степень линейного износа зерна и изменяется в пределах $0 \dots 1$. Нулевое значение соответствует случаю, когда на зерне отсутствует площадка износа. Случай приближения безразмерного коэффициента η к единице, имеет место, когда толщина среза стремится к нулю и процесс резания по причине неблагоприятного соотношения (где a_z – толщина среза, м; R – радиус округления режущей кромки зерна, м) не может быть реализован на практике. Учитывая различную нагруженность зерен в процессе

шлифования, в первом приближении можно принять, что безразмерный коэффициент η для всех режущих зерен, независимо от высоты их выступания над уровнем связки круга, одинаковый. Тогда распределение высот выступания изношенных зерен над уровнем связки будет подчиняться новому (отличному от исходного) композиционному закону с плотностью $\bar{f}(y_s)$.

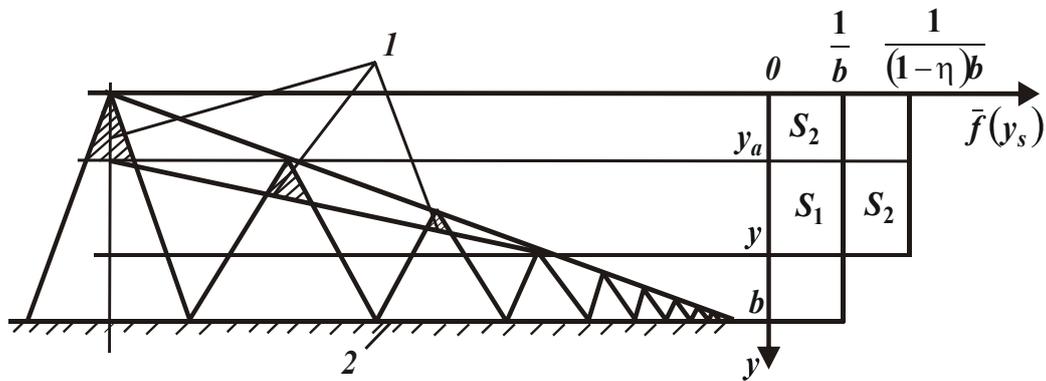


Рис. 4.6. Расчетная схема параметров рельефа круга:
1 – изношенные части зерен; 2 – уровень связки круга

Необходимо отметить, что в качестве исходного закона распределения вершин зерен над уровнем связки в расчетах следует рассматривать равномерный закон с плотностью $f(y_i)=1/b$ (где b – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга, м), исходя из условия равномерного распределения массы зерен в матрице шлифовального круга. О возможности применения такого закона отмечается в работах [107; 113].

В этих же работах показано, что равномерный закон распределения высот вершин зерен над уровнем связки круга справедлив только в начальный период шлифования, когда режущие зерна еще не успели износиться и режущий рельеф незначительно отличается от исходного рельефа (после правки круга). В процессе шлифования, по мере износа зерен, исходный (равномерный) закон распределения высот вершин зерен над уровнем связки круга будет трансформироваться и примет вид, близкий к нормальному закону, который, как показано на рис. 4.6, может быть описан (для удобства математических преобразований) – композиционным законом с плотностью $\bar{f}(y_s)$.

Для аналитического представления такого закона значение плотности распределения $\bar{f}(y_s)$ для участка $y < y_s < y_a$ можно получить из выражения:

$$\bar{f}(y_s) = \frac{S_1 + S_2}{y - y_a}, \quad (4.22)$$

где $S_1 = \frac{1}{b} \cdot (y - y_a)$;

$$S_2 = \frac{y_a}{b}.$$

После соответствующих преобразований получено:

$$\bar{f}(y_s) = \frac{1}{(1-\eta) \cdot b}. \quad (4.23)$$

Для аналитического описания приведенного режущего профиля круга следует воспользоваться понятием относительной полноты профиля круга [74], которая представляет собой вероятностную функцию, по структуре построения идентичную классической функции – относительной опорной длине микропрофиля обработанной поверхности [92]. Она численно равна отношению суммы участков удаленного материала в виде микронеровностей на заданной высоте рельефа круга к высоте круга. Ее расчет производится в два этапа.

На первом этапе рассматривается образование относительной полноты профиля на движущейся диаметральной плоскости круга от наложения проекций зерен, вершины которых расположены в элементарном горизонтальном слое рабочей поверхности круга бесконечно малой толщины dy_s (рис. 4.7).

На втором этапе рассматривается образование относительной полноты профиля от наложения проекций зерен всех элементарных горизонтальных слоев, $s = 1 \dots \infty$, которыми условно представлена рабочая поверхность шлифовального круга.

Элементарные слои толщиной dy_s проецируются на диаметральную плоскость круга. В результате равномерного взаимного движения круга и плоскости на последней происходит равномерное наложение проекций зерен и образование элементарного профиля. Распределение вершин проекций зерен по высоте подчинено равномерному закону с плотностью

$$\bar{f}(y_i) = \frac{1}{(1-\eta) \cdot b}. \quad (4.24)$$

Для описания образующегося профиля движущаяся плоскость разбивается на бесконечное множество горизонтальных слоев бесконечно малой толщины dy_i , содержащих одинаковое число вершин проекций зерен. В пределах одного бесконечно тонкого элементарного слоя элементарную относительную полноту профиля круга на уровне y в пределах высоты круга B можно представить в виде:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{dn_i \cdot [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \quad (4.25)$$

где a_s – диаметр "площадки износа" зерна, вершина которого расположена в dy_s -м элементарном слое, м;

2γ – угол при вершине неизношенного конусообразного зерна;

$dn_i = dn_s \cdot \bar{f}(y_i) \cdot dy_i$ – число зерен, вершины которых находятся в dy_i -м элементарном слое;

$dn_s = n \cdot \bar{f}(y_s) \cdot dy_s$ – число зерен, вершины которых находятся в dy_s -м элементарном слое;

$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{(1-\eta) \cdot b}{V_{пл}}$ – общее число зерен, проконтактировавших с

диаметральной плоскостью круга за время, равное перемещению плоскости на величину $(1-\eta) \cdot b$;

k – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности круга, шт./м²;

$V_{кр}, V_{пл}$ – соответственно, скорости круга и плоскости, м/с;

y – координата, отсчитываемая от вершины максимально выступающего неизношенного зерна, м.

После соответствующих преобразований получено:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{k}{(1-\eta) \cdot b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{пл}} \cdot dy_s \cdot [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dy_i. \quad (4.26)$$

Аналогично определяется $d\varepsilon_j(y)$ для любого j -го элементарного слоя, где $j=1, 2, 3, \dots, i, \dots, \infty$. Учитывая независимый характер наложения элементарных профилей, описываемых функциями $d\varepsilon_i(y)$, $d\varepsilon_j(y)$ и т.д., суммарную относительную полноту профиля круга $d\varepsilon_s(y)$ можно получить, используя теорему умножения независимых случайных величин, приведенную в работе [7]. Для этого следует выполнить переход от вероятности события $d\varepsilon_s(y)$ к противоположному событию $d\Phi_s(y) = 1 - d\varepsilon_s(y)$. Тогда суммарная функция $d\Phi(y)$ определится:

$$d\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - \varepsilon_i(y)] = 1 - \beta \cdot \sum_{i=1}^{\infty} [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dy_i + \\ + \beta^2 \cdot \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^i [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i) \cdot a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot dy_j] - \dots, \quad (4.27)$$

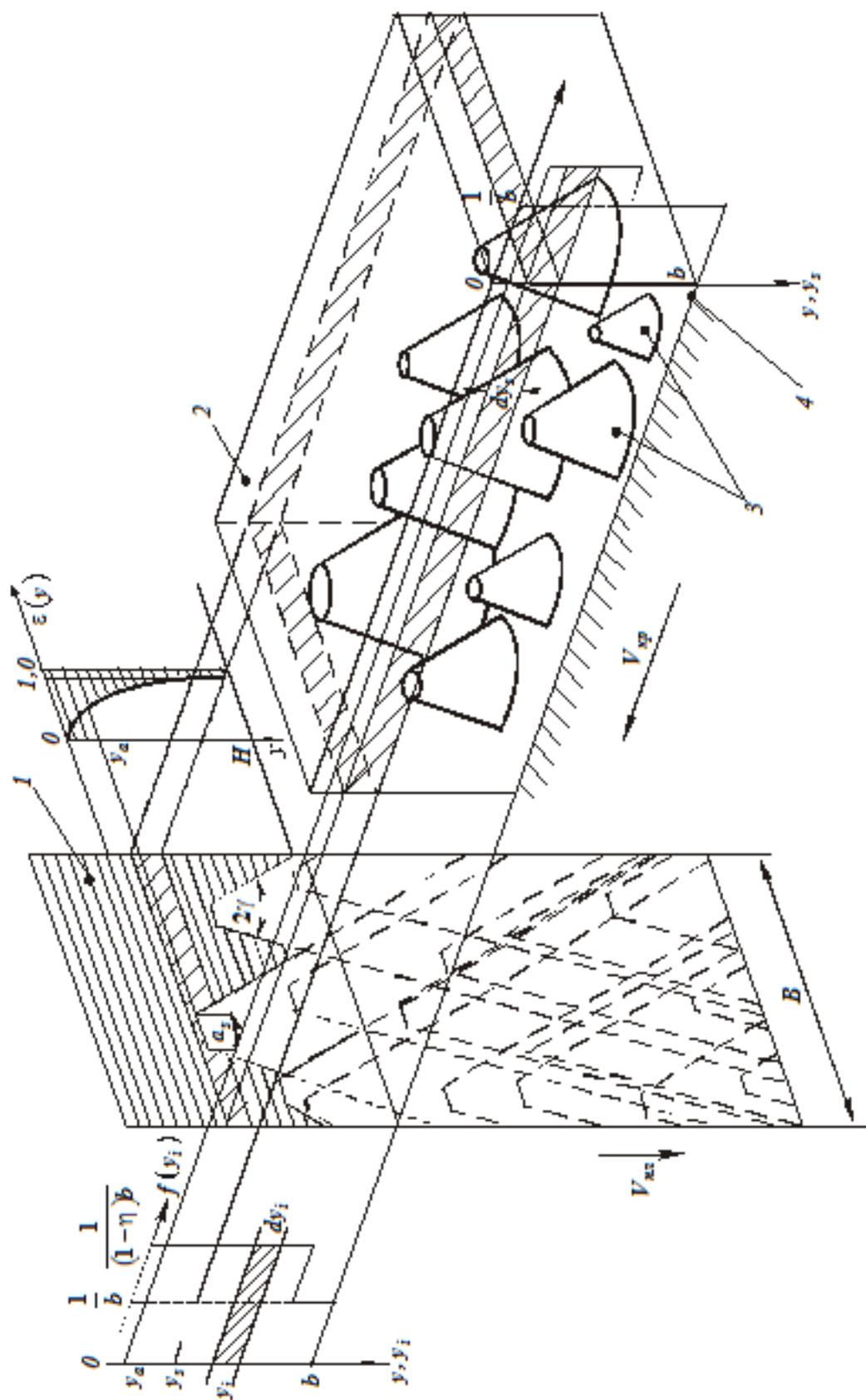


Рис. 4.7. Расчетная схема относительной полноты профиля круга :

1 – диаметральной плоскость круга; 2 – элементарный объем рабочей поверхности круга;

3 – зерна круга; 4 – уровень связи круга

где $\beta = \frac{k}{(1-\eta) \cdot b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{нл}} \cdot dy_s$.

Заменяя суммирование интегрированием в пределах $y_s \dots y$, после соответствующих преобразований имеем:

$$d\Phi(y) = \exp \left\{ - \frac{1}{(1-\eta) \cdot b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{нл}} \cdot \left[a_s \cdot (y - y_s) + \text{tg}\gamma \cdot (y - y_s)^2 \right] dy_s \right\}. \quad (4.28)$$

Принимая во внимание расчетную схему, приведенную на рис. 4.8, величину a_s можно представить в виде $a_s = 2\text{tg}\gamma \cdot (y_s - y_0)$, где y_0 – координата вершины неизношенного зерна, м.

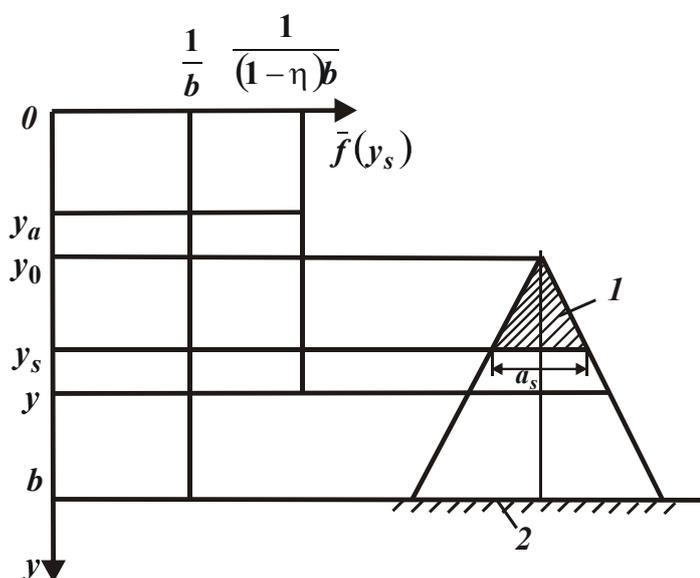


Рис. 4.8. Расчетная схема параметров изношенной части зерна
1 – изношенная часть зерна; 2 – уровень связки круга

Разность координат $(y_s - y_0)$ с учетом несложных преобразований выразится зависимостью $\eta / (1 - \eta) \cdot (y - y_s)$. Тогда зависимость (4.28) после подстановки в нее a_s примет вид:

$$d\Phi(y) = \exp \left\{ - \frac{\text{tg}\gamma \cdot k}{b} \cdot \frac{(1 + \eta)}{(1 - \eta)^2} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{нл}} \cdot (y - y_s)^2 \cdot dy_s \right\}. \quad (4.29)$$

Таким образом, получено выражение относительной полноты профиля на движущейся диаметральной плоскости круга от наложения проекций зерен, вершины которых расположены в горизонтальном элементарном слое бесконечно малой толщины dy .

Относительная полнота профиля круга от наложения проекций зерен

всех элементарных горизонтальных слоев рабочей поверхности круга определяется по теореме умножения вероятностей независимых случайных величин, используя противоположную функцию $d\Phi(y)$:

$$d\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} d\Phi_i(y) = \exp \left[-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k}{b} \cdot \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)^2} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{нл}} \cdot \sum_{s=1}^{\infty} (y-y_s)^2 \cdot dy_s \right]. \quad (4.30)$$

Заменяя суммирование интегрированием в пределах $y_a \dots y$, с учетом $(y-y_a) = (1-\eta) \cdot y$, функция $\varepsilon(y) = 1 - \Phi(y)$ окончательно выразится:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp \left[-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot (1-\eta^2)}{3b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{нл}} \cdot y^3 \right]. \quad (4.31)$$

Полученная функция $\varepsilon(y)$ изменяется по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к единице (рис. 4.9). Такой вид зависимости $\varepsilon(y)$ соответствует классической относительной опорной длине микропрофиля обработанной поверхности [92].

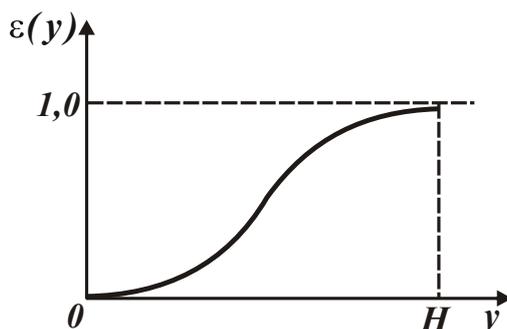


Рис. 4.9. Общий вид функции относительной полноты профиля круга

Площадь, ограниченная прямыми $\varepsilon(y)=1$, $y=0$ и функцией $\varepsilon(y)$, определяют шероховатость приведенного режущего рельефа круга на радиально движущейся плоскости. Исходя из рис. 4.9, максимальная высота таких микронеровностей, вследствие неограниченного приближения функции $\varepsilon(y)$ к прямой $\varepsilon(y)=1$, не имеет конечного значения, тогда как по экспериментальным данным эта величина всегда конечна и зависит от условий шлифования.

Наблюдаемое несоответствие обусловлено тем, что функция $\varepsilon(y)$ получена вероятностным суммированием и выражает функцию распределения, изменяющуюся в пределах $0 \dots 1$, никогда не достигая значения единицы. При таком представлении функции $\varepsilon(y)$ установить максимальную высоту микронеровностей можно с наперед заданной степенью точности, например, с точностью 0,9; 0,95; 0,99; 0,999 и т.д.

Если предположить, что максимальная высота микронеровностей H достигается при условии $\varepsilon(y = H) = \varepsilon_0$, то после логарифмирования выражение (4.31) примет вид:

$$H = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot b \cdot V_{nl} \cdot \ln(1 - \varepsilon_0)}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (4.32)$$

В данном случае параметр H определяет максимальную глубину внедрения плоскости в рабочую поверхность круга, отсчитывая ее от вершины изношенного максимально выступающего над связкой зерна.

В зависимость (4.32) входит неизвестный множитель $\ln(1 - \varepsilon_0)$. Расчетно-экспериментальным путем установлено, что параметр ε_0 с достаточной для практики точностью можно принять равным $\varepsilon_0 = 0,895$, тогда зависимость (4.32) примет вид:

$$H = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{nl}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (4.33)$$

В зависимости (4.33) наряду с параметрами режима шлифования $V_{кр}$, V_{nl} и параметрами, характеризующими шлифовальный круг b , γ , k , входит безразмерный коэффициент η , характеризующий степень затупления зерен (степень их линейного износа). С его изменением в пределах $0 \dots 1$, параметр H может изменяться в значительных пределах, что свидетельствует о преобладающем влиянии состояния режущего рельефа круга на выходные (технологические) и физические параметры шлифования.

Необходимо отметить, что в известных аналогичных расчетных зависимостях, полученных на макроскопическом и микроскопическом уровнях, такой параметр отсутствует и расчеты ведутся для вполне конкретного и неизменного режущего рельефа круга, что недостаточно полно отражает физическую сущность шлифования. Как известно из практики шлифования, по мере износа зерен все параметры обработки изменяются, а следовательно, должен изменяться и безразмерный коэффициент η , что соответствует зависимости (4.33). С увеличением безразмерного коэффициента η , т.е. с увеличением степени затупления зерен, параметр H увеличивается, и образование полного профиля круга происходит на более низком уровне высоты рельефа круга.

Максимальную (вероятностную приведенную) толщину среза можно представить в виде:

$$H_{max} = (1 - \eta) \cdot H = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{nl} \cdot (1 - \eta)^2}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 + \eta)}}. \quad (4.34)$$

Как видно, с увеличением безразмерного коэффициента η максимальная (вероятностная приведенная) толщина среза H_{max} уменьшается, что является следствием образования на круге более сглаженного рельефа.

Увеличению параметра H_{max} при условии $\eta = const$ способствует увеличение параметров b , V_{nl} и уменьшение параметров γ , k и $V_{кр}$.

Важным параметром, определяющим закономерности изменения режущего рельефа круга, является величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна x . Она определяется разностью параметров H и H_{max} , т.е. три параметра H , H_{max} и x образуют замкнутую единую систему показателей процесса шлифования.

Параметр x описывается:

$$x = \eta \cdot H = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{nl} \cdot \eta^3}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (4.35)$$

Параметр η оказывает на величину x весьма существенное влияние. С его увеличением величина x увеличивается более чем по линейному закону. Параметры b , V_{nl} , γ , k и $V_{кр}$ оказывают на величину x такое же влияние, как и на параметры H и H_{max} .

Для установления функциональных связей основных параметров плоского шлифования следует преобразовать приведенные зависимости, выражая параметры k и b через объемную концентрацию зерен в круге m и зернистость круга \bar{X} , которые определяются зависимостями (2.13) и (2.14) [1].

Подставляя зависимости (2.13) и (2.14) соответственно в зависимости (4.33) – (4.35), получено:

$$H = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{nl}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (4.36)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{nl} \cdot (1 - \eta)^2}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 + \eta)}}; \quad (4.37)$$

$$x = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{nl} \cdot \eta^3}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (4.38)$$

Полученные зависимости отличаются лишь степенью влияния безраз-

мерного коэффициента η . Остальные параметры входят во все зависимости с одинаковой степенью.

При условии $\eta=0$, что соответствует образованию приведенного режущего профиля круга от неизношенных зерен, зависимости (4.36) – (4.38) примут вид:

$$H = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{nl}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}; \quad (4.39)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{nl}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}; \quad (4.40)$$

$$x = 0. \quad (4.41)$$

Как видно, при условии $\eta=0$ параметры H и H_{max} становятся равными, а величина $x=0$.

Зависимость (4.40) может быть представлена следующим образом:

$$H_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot V_{nl}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (4.42)$$

Безразмерный параметр $\sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot V_{nl}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}$ в зависимости (4.42), изменяющийся в пределах $0 \dots 1$, определяет отношение максимальной высоты микронеровностей приведенного режущего профиля круга к его зернистости \bar{X} , т.е. определяет степень использования размера зерна при резании.

Таким образом, определены и аналитически описаны закономерности образования приведенного режущего профиля круга на диаметральной плоскости. Полученное решение может быть использовано для определения параметров приведенного режущего профиля круга на элементарном прямолинейном слое с координатой t_T , которыми условно представлен снимаемый припуск (рис. 4.5).

Исходя из рис. 4.10, между скоростью V_{nl} и скоростью детали $V_{дет}$ существует связь:

$$V_{nl} = V_{дет} \cdot \cos \alpha. \quad (4.43)$$

Значение $\cos \alpha$ определяется из тригонометрического соотношения:

$$\cos \alpha = \frac{\sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - t_T)^2}}{R_{кр}}, \quad (4.44)$$

где $R_{кр}$ – радиус круга, м.

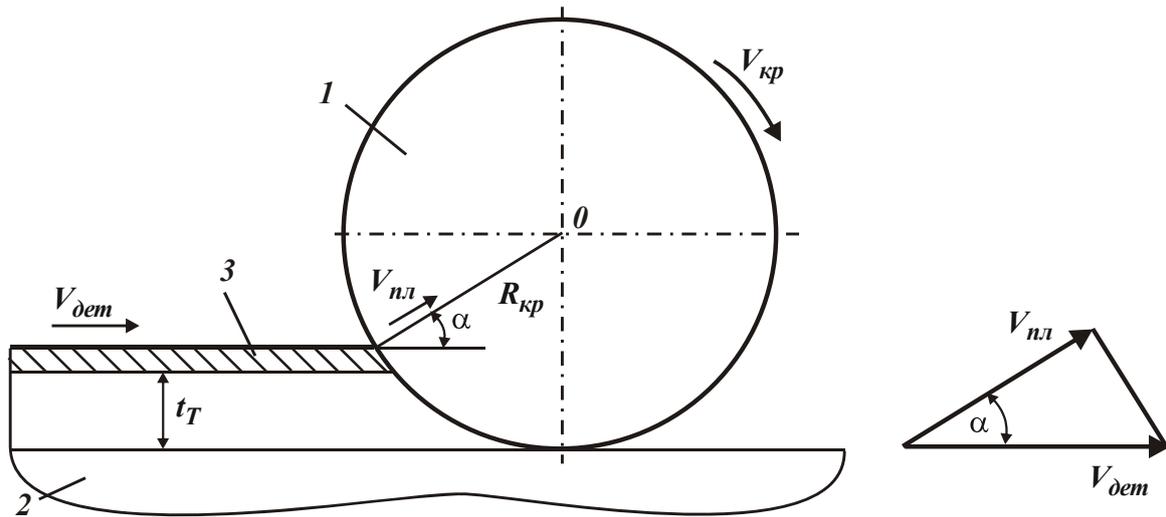


Рис. 4.10. Расчетная схема процесса съема элементарного слоя припуска:
1 – круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – элементарный слой снимаемого припуска

С учетом условия $R_{кр} \gg t_T$ и пренебрегая бесконечно малыми величинами, получено:

$$\cos \alpha = \sqrt{\frac{2 \cdot t_T}{R_{кр}}} \quad (4.45)$$

Подставляя зависимость (4.45) в (4.43), имеем:

$$V_{нл} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t_T}{R_{кр}}} \quad (4.46)$$

После подстановки зависимости (4.46) в зависимости (4.36) – (4.38), получено:

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t_T}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (4.47)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t_T} \cdot (1 - \eta)^2}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1 + \eta)}}; \quad (4.48)$$

$$x = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t_T} \cdot \eta^3}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}} \quad (4.49)$$

Из приведенных зависимостей видно, что с увеличением текущей глубины шлифования t_T все параметры H , H_{max} и x увеличиваются. Это указывает на то, что наибольшую глубину внедрения в рабочую поверхность

круга до момента полного среза режущими зернами имеет периферийный элементарный слой (рис. 4.5). Все ниже расположенные элементарные слои характеризуются меньшими значениями параметров H , H_{max} и x . Следовательно, определяющим в силовой напряженности процесса шлифования, износа зерен и круга в целом следует рассматривать периферийный элементарный слой припуска. Параметры H , H_{max} и x для этого слоя описываются:

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}} = H_0 \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{(1 - \eta^2)}}; \quad (4.50)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t} \cdot (1 - \eta)^2}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1 + \eta)}} = H_0 \cdot \sqrt[3]{\frac{(1 - \eta)^2}{(1 + \eta)}}; \quad (4.51)$$

$$x = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t} \cdot \eta^3}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}} = H_0 \cdot \sqrt[3]{\frac{\eta^3}{(1 - \eta^2)}}, \quad (4.52)$$

где t – глубина шлифования, м;

$$H_0 = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}}}} \text{ – значение параметра } H \text{ при } \eta = 0.$$

С учетом зависимости (4.35) зависимость (4.50) принимает вид уравнения $H^3 \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{H}\right)^2\right] = H_0^3$ относительно параметра H , которое решается численным методом. В табл. 4.2 приведены результаты расчетов параметра H и параметра H_{max} – по зависимости (4.51). В числителе приведены значения параметра H , а в знаменателе – значения параметра H_{max} .

Таблица 4.2

Расчетные значения параметров H и H_{max} (в мкм)

x , мкм	H_0 , мкм					
	2	4	6	8	10	15
0	2/2	4/4	6/6	8/8	10/10	15/15
1	2,17/1,17	4,09/3,09	6,06/5,05	8,04/7,07	10,03/9,03	15,02/14,02
2	2,65/0,65	4,34/2,34	6,23/4,23	8,17/6,17	10,13/8,13	15,09/13,09
3	3,83/0,83	4,75/1,75	6,5/3,5	8,37/5,37	10,3/7,3	15,2/12,2
4	4,23/0,23	5,3/1,3	6,9/2,9	8,67/4,67	10,53/6,53	15,36/11,36
5	5,25/0,25	6,2/1,2	7,4/2,4	9,05/4,05	10,85/5,85	15,5/10,5
10	10,04/0,04	10,3/0,3	10,95/0,95	12,0/2,0	13,2/3,2	17,2/7,2

Исходя из табл. 4.2, с увеличением величины x параметр H увеличивается, а параметр H_{max} – уменьшается, причем, для $H_0 = 2$ мкм – более интенсивно. Так, при увеличении x от 1 до 10 мкм, т.е. в 10 раз, параметр H_{max} уменьшился почти в 30 раз, тогда как параметр H увеличился лишь в 4,6 раза.

Для больших значений H_0 изменение параметров H и H_{max} не столь существенно. Например, для $H_0 = 15$ мкм с увеличением x от 1 до 10 мкм параметр H_{max} уменьшился в 1,4 раза, а параметр H увеличился лишь на 3 %.

Как видно из табл. 4.2, влияние параметра H_0 на H_{max} более значительно для больших значений x . Например, для $x = 10$ мкм с увеличением H_0 от 2 до 15 мкм, т.е. в 7,5 раз, параметр H_{max} увеличился в 100 раз, тогда как для $x = 1$ мкм параметр H_{max} увеличился в 12 раз.

На рис. 4.11 графически показан характер изменения параметров H и H_{max} в зависимости от величины x для различных значений параметра H_0 .

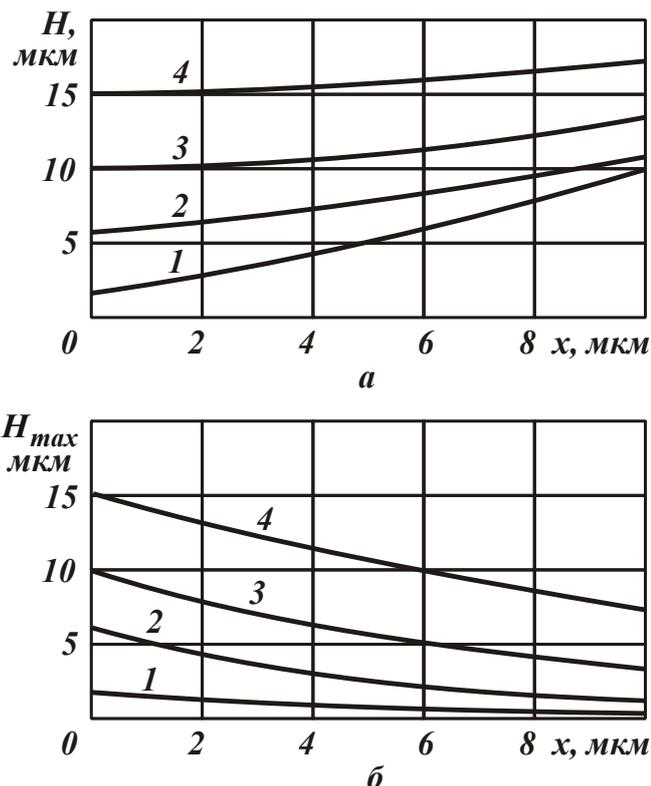


Рис. 4.11. Зависимости параметров H (а) и H_{max} (б) от величины x для различных значений параметра H_0 : 1 – $H_0 = 2$ мкм; 2 – $H_0 = 6$ мкм; 3 – $H_0 = 10$ мкм; 4 – $H_0 = 15$ мкм

В табл. 4.3 приведены значения безразмерного коэффициента $\eta = x / H$. Исходя из табл. 4.3, с увеличением x и уменьшением H_0 безразмерный ко-

эффицент η увеличивается, приближаясь к значению $\eta \rightarrow 1$. Причем, при небольших значениях x влияние параметра H_0 на η более существенно. Например, для $x = 1$ мкм с увеличением H_0 от 2 до 15 мкм безразмерный коэффициент η уменьшился в 6 раз, тогда как для $x = 10$ мкм – всего в 1,7 раз.

Таблица 4.3

Расчетные значения безразмерного коэффициента η

x , мкм	H_0 , мкм					
	2	4	6	8	10	15
0	0	0	0	0	0	0
1	0,46	0,25	0,17	0,125	0,1	0,07
2	0,75	0,46	0,32	0,24	0,2	0,13
3	0,89	0,63	0,46	0,36	0,29	0,2
4	0,94	0,75	0,58	0,46	0,38	0,24
5	0,95	0,8	0,68	0,55	0,46	0,32
10	0,99	0,97	0,91	0,83	0,76	0,58

Такая же закономерность наблюдается при изменении величины x . Для $H_0 = 2$ мкм с увеличением x от 1 до 10 мкм безразмерный коэффициент η увеличился всего в 2,15 раз, а для $H_0 = 15$ мкм – в 8,3 раза. Как видно, имеет место сложная зависимость безразмерного коэффициента η (соответственно параметров H и H_{max}) от параметров x и H_0 (рис. 4.12). Этим объясняются сложные закономерности изменения силы и температуры резания, износа круга и производительности обработки при шлифовании в зависимости от степени затупления зерен, определяемых параметрами η и x , параметров режима шлифования и характеристик круга и детали, обобщенно определяемых параметром H_0 . Поэтому анализ процесса шлифования с позиции изменения параметров x , H , H_{max} , H_0 и η позволит научно обоснованно подойти к его оптимизации и управлению.

Выражая полученные зависимости с учетом производительности обработки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$, имеем:

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{дет} \cdot Q}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot B \cdot (1 - \eta^2)}}}; \quad (4.53)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{дет} \cdot Q} \cdot (1 - \eta)^2}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot B \cdot (1 + \eta)}}}; \quad (4.54)$$

$$x = 3 \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{дет}} \cdot Q \cdot \eta^3}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot B \cdot (1 - \eta^2)}} \quad (4.55)$$

Как видно, с увеличением производительности обработки все три параметра H , H_{max} и x увеличиваются. Однако интенсивность увеличения весьма незначительна.

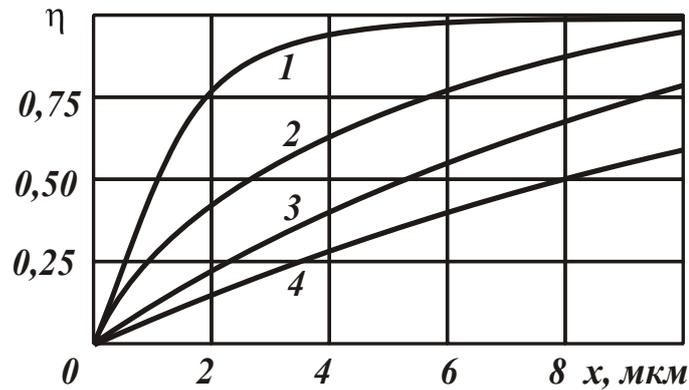


Рис. 4.12. Зависимость безразмерного коэффициента η от величины x для различных значений параметра H_0 : 1 – $H_0 = 2$ мкм; 2 – $H_0 = 6$ мкм; 3 – $H_0 = 10$ мкм; 4 – $H_0 = 15$ мкм

Представляет значительный интерес то, что при одинаковой производительности обработки уменьшение скорости детали $V_{дет}$ приводит к уменьшению параметров H , H_{max} и x . Это свидетельствует о том, что наиболее эффективной схемой шлифования с точки зрения уменьшения толщин срезов и нагрузок, действующих на зерна, является глубинное шлифование, характеризующееся незначительными скоростями детали и большими глубинами шлифования. Причем, чем больше глубина шлифования и меньше скорость детали, тем меньше параметр H_{max} и, следовательно, выше технологические возможности шлифования.

При глубинном шлифовании параметр H_{max} (при условии $Q = const$) значительно меньше, чем при многопроходном шлифовании, характеризующемся большими значениями скорости детали $V_{дет} = 20 \dots 60$ м/мин.

Таким образом установлено, что снижение скорости детали $V_{дет}$ в 100 ... 1000 раз до значений 0,02 ... 0,2 м/мин при глубинном шлифовании позволяет уменьшить толщину среза H_{max} в 5 ... 10 раз при условии $Q = const$, а это обеспечивает существенное повышение стойкости абразивного круга и снижение его износа.

Для установления связи производительности обработки с параметрами режима шлифования, следует разрешить зависимость (4.54) относительно

$$Q = \left[\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot B} \cdot (1 + \eta) \cdot H_{max}^2}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot (1 - \eta)^2} \right]^2 \cdot \frac{1}{V_{дет}}. \quad (4.56)$$

При постоянных значениях H_{max} и η , уменьшение скорости детали $V_{дет}$ приводит к пропорциональному увеличению производительности обработки Q . Таким образом, переход схемы глубинного шлифования, т.е. уменьшение в 100 ... 1000 раз скорости детали (при заданном значении H_{max} , обусловленном прочностными свойствами рабочей поверхности круга и обрабатываемого материала) позволяет в 100 ... 1 000 раз увеличить производительность обработки Q по сравнению с традиционным плоским многопроходным шлифованием.

Следует отметить, что такое увеличение Q возможно при существенном увеличении глубины шлифования. Например, для увеличения Q в 100 ... 1000 раз (при уменьшении $V_{дет}$ в 100 ... 1000 раз) глубина шлифования t должна увеличиться в $(100 \dots 1000)^2$ раз, т.е. в 100000 ... 1000000 раз. Здесь имеется в виду, что ширина шлифования B остается неизменной.

Учитывая, что при плоском многопроходном шлифовании глубина шлифования t изменяется в пределах 0,01 ... 0,05 мм, при глубинном шлифовании глубина шлифования t должна принять значения 100 ... 50000 мм. Естественно, реализовать на практике такие большие значения глубины шлифования не представляется возможным, что указывает на необходимость применения более высоких значений $V_{дет}$ или более низких значений параметра H_{max} (повышение стойкости круга и снижение его износа). Следовательно, для съема припусков величиной 1 ... 50 мм целесообразно скорость детали $V_{дет}$ уменьшить в 10 ... 100 раз. Тогда в 10 ... 100 раз может увеличиться производительность обработки при заданном значении H_{max} .

Очевидно, что проведенный анализ является упрощенным, так как в зависимости (4.56) не учитываются изменения параметров H_{max} и η с изменением условий обработки. Однако такой анализ позволяет выявить общие тенденции интенсификации процесса шлифования.

Зависимость скорости детали $V_{дет}$ от глубины шлифования t имеет вид:

$$V_{\text{дем}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot (1 + \eta) \cdot H_{\text{max}}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t} \cdot (1 - \eta)^2}. \quad (4.57)$$

Из приведенной зависимости следует, что с увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{\text{дем}}$ (при условии $H_{\text{max}} = \text{const}$) должно уменьшаться. Например, увеличением глубины шлифования t от 0,01 ... 0,05 мм до значений 1 ... 50 мм, т.е. в среднем в 100 ... 1000 раз, скорость детали $V_{\text{дем}}$ должна уменьшаться в 10 ... 100 раз, о чем говорилось выше. Во столько же раз увеличится производительность обработки.

Задача определения параметров шероховатости обработки сводится к поиску координаты элементарного слоя припуска, полный срез которого режущими зернами происходит в момент его выхода из рабочей поверхности круга.

Максимальная высота микронеровностей обработанной поверхности определяется выражением

$$R_{\text{max}} = H_{\text{max}} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\text{max}}}{4 \cdot t}} = \sqrt[5]{\frac{(1 - \eta)^4}{(1 + \eta)^2} \cdot \frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дем}}^2}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (4.58)$$

С учетом того, что между параметрами шероховатости поверхности существует связь: $R_a \approx 0,2 \cdot R_{\text{max}}$, имеем:

$$R_a = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1 - \eta)^4}{(1 + \eta)^2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дем}}^2}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot R_{\text{кр}}}} = R_{a0} \cdot \sqrt[5]{\frac{(1 - \eta)^4}{(1 + \eta)^2}}, \quad (4.59)$$

где $R_{a0} = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дем}}^2}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot R_{\text{кр}}}}$.

Как видно, из всех входящих в зависимость (4.59) параметров наибольшее влияние на параметр шероховатости поверхности R_a оказывают параметры η и \bar{X} . Так, чем больше безразмерный коэффициент η , т.е. чем больше сглажен рельеф круга, тем меньше R_a . Для исходного (неизношенного) круга, когда $\eta=0$, параметр шероховатости поверхности R_a принимает максимальное значение, по которому обычно и производятся расчеты, так как в известных расчетных зависимостях изменение рельефа круга в связи с износом зерен не учитывается. Существенное влияние на параметр R_a оказывает зернистость круга \bar{X} , что указывает на эффективность решения проблемы качества обработки путем применения оптимальной зернистости абразивных кругов.

Анализируя зависимость (4.59), видно, что в ней отсутствует глубина шлифования t . Это подтверждает эффективность применения глубинного шлифования, поскольку увеличение производительности обработки происходит без ухудшения качества обрабатываемых поверхностей. Учитывая, что в зависимость (4.59) входит скорость детали $V_{дет}$, можно сделать вывод о возможности уменьшения параметра шероховатости поверхности R_a в условиях глубинного шлифования, так как скорость детали $V_{дет}$ при глубинном шлифовании в 10 ... 100 раз меньше, чем при многопроходном шлифовании. При таком уменьшении $V_{дет}$ параметр шероховатости поверхности R_a в условиях глубинного шлифования может быть уменьшен в 3 ... 10 раз.

Таким образом, теоретически показано, что применение глубинного шлифования позволяет одновременно с увеличением производительности обработки уменьшить параметр шероховатости поверхности R_a . Действительно, чем выше производительность обработки (чем больше величина снимаемого припуска), тем меньше параметр R_a .

Этим подтверждается возможность однопроходного (глубинного) шлифования не только как предварительного, но и окончательного шлифования, обеспечивающего уменьшение шероховатости поверхности в 3 ... 10 раз по сравнению с многопроходным шлифованием кругом с той же характеристикой. Следовательно, применение глубинного плоского шлифования позволяет совместить операции предварительного и окончательного шлифования в одну операцию, обеспечивая при этом повышение в 10 ... 100 раз производительности обработки и выполнение технологических требований по качеству обработки.

Проведенный анализ справедлив для "острого" круга, когда $\eta=0$. В реальных условиях шлифования безразмерный коэффициент η изменяется в пределах 0 ... 1, что приводит к уменьшению параметра шероховатости поверхности R_a (табл. 4.4, рис. 4.13), рассчитанного на основе зависимости (4.59). На изменение безразмерного коэффициента η оказывают определенное влияние параметры режима шлифования $V_{дет}$ и t , что также приводит к изменению параметра шероховатости поверхности R_a .

Вполне очевидно, для более детального анализа влияния параметров $V_{дет}$ и t на η и, соответственно, R_a , необходимо безразмерный коэффициент η увязать с прочностными характеристиками рабочей поверхности круга и обрабатываемого материала.

Таблица 4.4

Расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_a

η	R_{a0} , мкм					
	0,05	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
0	0,05	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
0,2	0,039	0,078	0,155	0,233	0,388	0,777
0,4	0,026	0,053	0,102	0,157	0,263	0,525
0,6	0,017	0,033	0,067	0,1	0,167	0,333
0,8	0,008	0,016	0,032	0,048	0,08	0,16
1,0	0	0	0	0	0	0

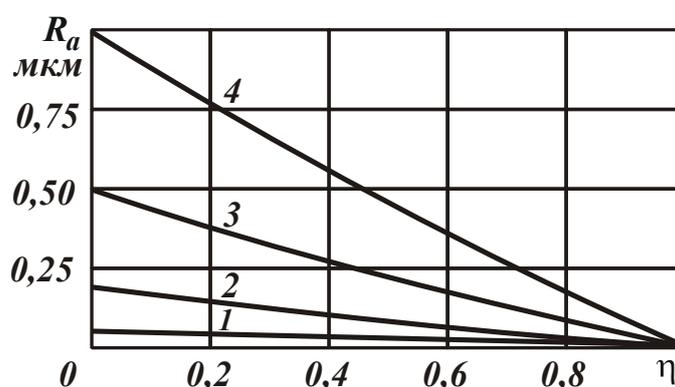


Рис. 4.13. Зависимость параметра шероховатости поверхности R_a от безразмерного коэффициента η для различных значений параметра R_{a0} :
 1 – $R_{a0} = 0,05$ мкм; 2 – $R_{a0} = 0,2$ мкм; 3 – $R_{a0} = 0,5$ мкм; 4 – $R_{a0} = 1$ мкм

4.3. Теоретический анализ условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании с учетом износа зерен круга

В п. 4.2 проведен теоретический анализ условий уменьшения шероховатости поверхности при плоском шлифовании. При круглом наружном шлифовании аналитическая зависимость для определения параметра шероховатости поверхности R_a принимает уточненный вид [74]:

$$R_a = 2 \cdot \left[\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} \cdot \frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{кр}} \right]^{0,4}, \quad (4.60)$$

где m – объемная концентрация круга (для 100 %-й концентрации алмазного круга $m = 100$);

$$\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}};$$

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – соответственно радиусы круга и детали, м.

Безразмерный коэффициент η выражается [8]:

$$\eta = x \cdot \left[\frac{m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right]^{0,33}, \quad (4.61)$$

где x – величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки конусообразной формы зерна, м.

После преобразований зависимости (4.61) имеем:

$$\frac{\eta}{(1 - \eta^2)^{0,33}} = x \cdot \left[\frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right]^{0,33}. \quad (4.62)$$

Как видно, безразмерный коэффициент η тем больше, чем больше параметры x , m , $V_{кр}$ и меньше \bar{X} , $V_{дет}$, t .

Исходя из приведенных зависимостей, можно определить условия уменьшения параметра шероховатости поверхности R_a . Как видно, наибольшее влияние на R_a оказывает безразмерный коэффициент η . С его увеличением параметр шероховатости поверхности R_a уменьшается. Увеличить η можно, прежде всего, за счет увеличения величины x в соответствии с зависимостью (4.62). Увеличить η можно также увеличением параметров m , $V_{кр}$ и уменьшением \bar{X} , $V_{дет}$, t . С другой стороны, исходя из зависимости (4.60), увеличение m , $V_{кр}$ и уменьшение \bar{X} , $V_{дет}$ ведет к уменьшению R_a . Таким образом, эффект уменьшения параметра шероховатости обработки R_a достигается как непосредственно за счет увеличения m , $V_{кр}$ и уменьшения \bar{X} , $V_{дет}$, так и косвенно за счет увеличения безразмерного коэффициента (в результате увеличения m , $V_{кр}$ и уменьшения \bar{X} , $V_{дет}$).

Глубина шлифования непосредственного влияния на параметр шероховатости поверхности R_a не оказывает, а влияет на R_a посредством изменения безразмерного коэффициента η : с увеличением t при заданном значении величины x параметр R_a уменьшается. Это указывает на возможность снижения параметра R_a (повышения частоты обработки) в условиях глубинного шлифования. Уменьшению параметра R_a при глубинном шлифовании также способствует уменьшение скорости детали $V_{дет}$ (например, при круглом наружном шлифовании с долевой продольной подачей, близкой к единице).

Из приведенных зависимостей следует, что уменьшение зернистости круга \bar{X} приводит к уменьшению параметра шероховатости поверхности R_a . Однако при этом необходимо учитывать, что с уменьшением \bar{X} уменьшается величина линейного износа зерна x до момента его разрушения или выпадения из связки без разрушения, а это ведет к увеличению параметра шероховатости поверхности R_a . Таким образом, одинаковую шероховатость обработки можно достичь как при шлифовании мелкозернистыми, так и крупнозернистыми кругами. Все зависит от величины линейного износа зерен x . Это открывает новые возможности применения крупнозернистых кругов для получения высокой чистоты обработки. Для их осуществления необходимо регулировать величиной x , искусственно создавая на зернах площадки износа такой величины, при которой возможно резание материала (съем материала). Данный фактор является основным ограничением увеличения величины x . Уменьшение зернистости круга \bar{X} условиями образования среза не ограничено. Поэтому, уменьшая $\bar{X} \rightarrow 0$, исходя из зависимости (4.60), можно существенно уменьшить параметр шероховатости поверхности R_a . Данная закономерность реализована, например, на операциях притирки свободным абразивом, используя алмазные зерна размером 1 мкм. Из параметров, определяющих производительность обработки Q , в зависимость (4.60) входит лишь скорость детали $V_{дет}$ ($Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$, где B – ширина шлифования, м). Увеличение скорости детали $V_{дет}$ и соответственно производительности обработки Q приводит к увеличению параметра шероховатости поверхности R_a . Уменьшить R_a при одновременном увеличении производительности обработки Q можно увеличением безразмерного коэффициента η за счет регулирования параметров режущего рельефа круга, в первую очередь величины x .

Увеличить скорость детали $V_{дет}$ и соответственно производительность обработки Q при фиксированном значении R_a можно также увеличением параметров m , $V_{кр}$ и уменьшением зернистости круга \bar{X} . При этом необходимо учитывать влияние m , $V_{кр}$ и \bar{X} на безразмерный коэффициент η . Если с увеличением m , $V_{кр}$ и уменьшением зернистости круга \bar{X} безразмерный коэффициент η увеличивается – производительность обработки Q также увеличивается при фиксированном значении шероховатости R_a . Следовательно, между параметрами процесса шлифования существует сложная связь, обусловленная характером изменения безразмерного коэффициента η . Управляя

этим коэффициентом, можно влиять на интенсивность съема материала с учетом ограничения по шероховатости обработанной поверхности.

Приведенные теоретические результаты согласуются с экспериментальными результатами. Например, установлено, что при шлифовании алмазным кругом на металлической связке по мере его затупления параметр шероховатости поверхности R_a уменьшается, а при шлифовании алмазным кругом на органической связке – стабилизируется во времени. Это связано с характером изменения безразмерного коэффициента η во времени.

4.4. Закономерности формирования шероховатости поверхности при многопроходном шлифовании

Приведенные выше теоретические решения получены при условии формирования шероховатости поверхности за одно касание круга с деталью. При небольших глубинах шлифования параметр шероховатости R_{max} , как правило, формируется в результате нескольких касаний круга с деталью. Для того чтобы учесть эту особенность, снимаемый припуск следует представить пакетом бесконечно тонких оболочек (слоев), входящих в рабочую поверхность круга под разными углами (рис. 4.14,а).

За время контакта фиксированного сечения (точки A) наружного слоя с рабочей поверхностью круга, с ним проконтактирует n_1 зерен. При втором проходе фактическая глубина шлифования t увеличиться в 2 раза. Следовательно, с элементарным слоем снимаемого припуска проконтактирует иное количество n_2 зерен. При третьем проходе фактическая глубина шлифования станет равной $3t$ и с элементарным слоем проконтактирует n_3 зерен и т. д.

Суммарное число зерен $n = n_1 + n_2 + n_3 \dots$ определяется следующим образом.

При первом проходе:

$$n_1 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot \frac{t}{b} = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{t_{\phi 1}}{b} \cdot \frac{2 \cdot t_{\phi 1}}{V'_{дем}}, \quad (4.63)$$

где $\tau = \frac{2 \cdot t_{\phi 1}}{V'_{дем}}$ – время контакта фиксированной точки A элементарного слоя с рабочей поверхностью круга, равная времени перемещения слоя по нормали к кругу со скоростью $V'_{дем}$ на величину $2t$ (время входа и выхода слоя с рабочей поверхности круга);

$$V'_{\text{дем}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t_{\phi 1}}{R_{\text{кр}}}};$$

$t_{\phi 1}$ – фактическая глубина шлифования.

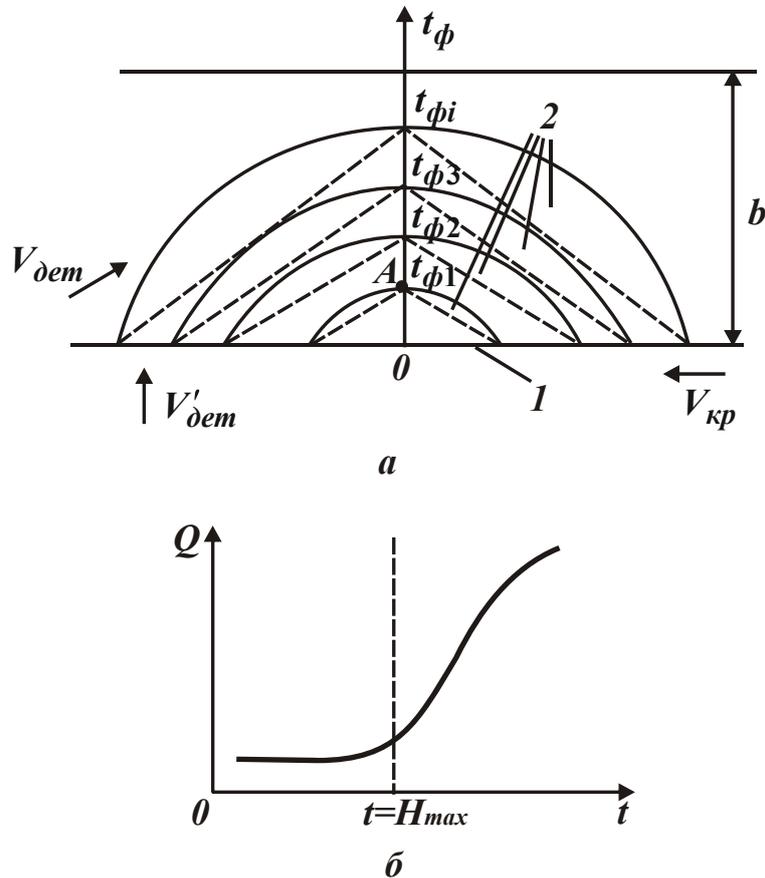


Рис. 4.14. Расчетная схема многопроходного шлифования (а) и зависимость Q от t при фиксированной площади поперечного сечения среза отдельным зерном (б): 1 – наружная поверхность; 2 – положение оболочки (слоя) снимаемого припуска

Отношение $t_{\phi 1} / b$ определяет количество рабочих зерен по высоте их режущего рельефа круга, где b – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки.

При втором проходе:

$$n_2 = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{t_{\phi 2}}{b} \cdot \frac{2 \cdot t_{\phi 2}}{V'_{\text{дем}}}, \quad (4.64)$$

где $t_{\phi 2} = 2t$ – фактическая глубина шлифования при втором проходе.

При третьем проходе:

$$n_3 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{t_{\phi 3}}{b} \cdot \frac{2 \cdot t_{\phi 3}}{V'_{дет}}, \quad (4.65),$$

где $t_{\phi 3} = 3t$ – фактическая глубина шлифования при третьем проходе.

Тогда суммарное число зерен n равно:

$$\begin{aligned} n = n_1 + n_2 + n_3 \dots &= k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{2}{b \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2}} \cdot (t_1^{1,5} + t_2^{1,5} + t_3^{1,5} \dots) = \\ &= k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{1}{b \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot t^{1,5} \cdot (1 + 2^{1,5} + 3^{1,5} + \dots) \end{aligned} \quad (4.66)$$

Сумму ряда $\Sigma = (1 + 2^{1,5} + 3^{1,5} + \dots) = (1 + 2,83 + 5,2 + \dots)$ приближенно можно рассматривать как сумму арифметической прогрессии:

$$\Sigma = \frac{(1 + i^{1,5})}{2} \cdot i, \quad (4.67)$$

где $i = 1; 2; 3$ и т. д.

Принимая условие $i^{1,5} > 1$, можно упростить сумму арифметической прогрессии (4.67):

$$\Sigma = 0,5 \cdot i^2, \quad (4.68)$$

Количество проходов круга i до момента формирования параметра шероховатости R_{max} равно:

$$i = \frac{R_{max}}{t}. \quad (4.69)$$

Тогда суммарное число зерен n с учетом зависимостей (4.68) и (4.69) определится:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{1}{b \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot \frac{R_{max}^{2,5}}{2 \cdot t}. \quad (4.70)$$

Используя условие (4.1), получена расчетная зависимость для определения параметра шероховатости поверхности

$$R_{max} = \left(\frac{b \cdot V_{дет} \cdot t}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,29}, \quad (4.71)$$

где $D_{кр} = 2 \cdot R_{кр}$ – диаметр круга, м.

Зависимость (4.71) отличается от аналогичной зависимости (4.60) тем, что в нее входит глубина шлифования t . Следовательно, при многопроходном шлифовании (в отличие от однопроходного глубинного шлифования) с увеличением глубины шлифования t параметр шероховатости поверхности

R_{max} увеличивается. С учетом выражения $Q = B \cdot V_{det} \cdot t$ зависимость (4.71) принимает вид:

$$R_{max} = \left(\frac{b \cdot Q}{tg\gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,29} . \quad (4.72)$$

Параметр шероховатости поверхности R_{max} тем больше, чем больше производительность обработки Q .

Полученные зависимости (4.71) и (4.60) согласуются с аналогичными зависимостями, установленными с учетом вероятности участия зерен в резании [8], рис. 4.14. Так, при условии $t < R_{max} \cong H_{max}$ производительность обработки Q почти не зависит от глубины шлифования t , а при условии $t > R_{max} \cong H_{max}$ – увеличивается с увеличением глубины шлифования t .

Поверхностную концентрацию круга k и максимальную высоту выступания зерен над уровнем связки можно выразить через зернистость круга \bar{X} и объемную концентрацию круга m , для чего необходимо подставить в (4.72) зависимости (2.13) и (2.14), рассматривая в них $b_0 = b$, $k_1 = k$:

$$R_{max} = \left(\frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X} \cdot Q}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,29} . \quad (4.73)$$

Как видно, наибольшее влияние на R_{max} оказывает зернистость круга \bar{X} . Параметры Q , m , B , $V_{кр}$ влияют на R_{max} в одинаковой степени.

4.5. Условия уменьшения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании

Проблеме снижения шероховатости обрабатываемых поверхностей при алмазно-абразивной обработке в научно-технической литературе уделено большое внимание [27; 35; 49; 86; 95]. Однако, при решении конкретных практических задач, постоянно возникают сложности по определению условий обработки, обеспечивающих уменьшение параметров шероховатости поверхности R_a (R_z). В связи с этим на основе зависимости (4.63) рассмотрены закономерности формирования шероховатости обрабатываемых поверхностей при алмазно-абразивной обработке.

Зависимость (4.63) включает неопределенный безразмерный коэффициент η , который оказывает на R_a существенное влияние. Для его оценки уста-

новлена зависимость параметра шероховатости поверхности R_a от зернистости круга \bar{X} (рис. 4.15) при шлифовании покрытия ПГ-10Н-01 (HRC 60 ... 62) с непрерывной электроэрозионной правкой алмазного круга на металлической связке М2-01. На основе зависимости (4.63), для исходных данных: $m = 100$; $V_{кр} = 28$ м/с; $V_{дет} = 0,6$ м/мин; $\sqrt{\rho} = 0,2$ мм^{-0,5} и значений R_a и \bar{X} (взятых из рис. 4.15) рассчитаны значения безразмерного коэффициента η (табл. 4.5).

Таблица 4.5

Расчетные значения безразмерного коэффициента η

\bar{X} , мм	0,09	0,14	0,225
η	0,02	0,13	0,2

С увеличением зернистости круга \bar{X} безразмерный коэффициент η увеличивается. Это связано с увеличением нагрузки, действующей на отдельное зерно, и соответственно величины линейного износа зерна x .

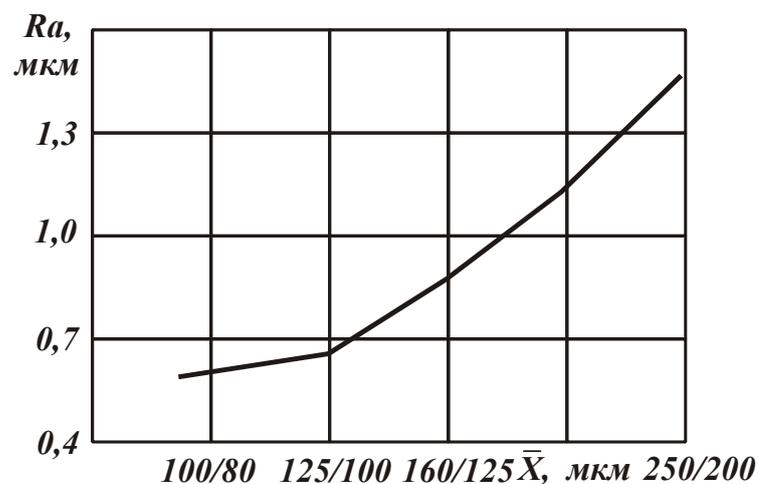


Рис. 4.15. Зависимость параметра шероховатости обработки R_a от зернистости круга \bar{X} : $V_{дет} = 0,6$ м/мин; $V_{кр} = 28$ м/с

Из зависимости (4.63) следует возможность существенного уменьшения параметра шероховатости поверхности R_a за счет изменения режимов шлифования и увеличения концентрации круга m . Последний фактор предполагает увеличение поверхностной концентрации зерен k . Чаще это реализуется в алмазных кругах, изготовленных, например, электрогальваническим путем, имеющих примерно одинаковую высоту выступания зерен над уровнем связ-

ки. По сравнению с обычными алмазными кругами, изготовленными методом порошковой металлургии, поверхностная концентрация зерен в них увеличивается до пяти раз и более. Согласно зависимости (4.63), в связи с увеличением параметра m , это ведет к уменьшению параметра шероховатости поверхности R_a до 10 раз.

Такой же эффект имеет место от применения притиров с шаржированными в них абразивными или алмазными зернами и шлифовальных лент, а также от применения свободного абразива (паст). В указанных случаях за счет одновысотного выступания зерен увеличивается поверхностная концентрация зерен k , что увеличивает m и уменьшает параметр шероховатости поверхности R_a . Исходя из (4.63), наибольшее влияние на R_a оказывает зернистость \bar{X} . Поэтому за счет выбора зернистости алмазного порошка обеспечивается требуемая шероховатость поверхности.

Примерно к одинаковому выступанию зерен над уровнем связки алмазного круга можно прийти, если использовать относительно мягкие (эластичные) связки, обеспечивающие "утопание" зерен под действием возникающих при шлифовании нагрузок. Этим можно объяснить, что шлифование алмазными кругами на органических связках позволяет существенно уменьшить параметр шероховатости поверхности R_a по сравнению с шлифованием алмазными кругами на более прочных металлических связках.

Известны экспериментальные данные, согласно которым, наоборот, шлифование алмазными кругами на металлических связках обеспечивает уменьшение параметра шероховатости поверхности R_a . Исходя из зависимости (4.63), это связано с увеличением безразмерного коэффициента η и величины линейного износа зерен x . Следовательно, эффект уменьшения параметра шероховатости поверхности R_a при шлифовании алмазными кругами на металлических связках состоит в увеличении величины линейного износа зерен x , а при шлифовании алмазными кругами на более мягких связках – в возможности "утопания" зерен в связку, уменьшении разновысотности выступания их вершин над уровнем связки круга и увеличении количества одновременно работающих зерен (условно – в увеличении параметра m). Этим объясняются отличия в формировании шероховатости обработки при использовании различных связок алмазных кругов.

Можно определить значения безразмерного коэффициента η при внутреннем шлифовании твердого сплава ВК15 алмазными кругами на органической В2-01 и металлической М2-01 связках, исходя из упрощенной зависимости

$$\eta = 3 \sqrt[3]{\frac{M}{q \cdot Q}} \quad (4.74)$$

и экспериментальных значений удельного расхода алмаза q и производительности обработки Q [108]. Параметр M , рассчитанный для данных условий шлифования, равен $400 \text{ мг/г} \cdot \text{мм}^3/\text{мин}$.

Таблица 4.6

τ

Расчетные значения безразмерного коэффициента η

Связка круга	$q \cdot Q, \text{ мг/г} \cdot \text{мм}^3/\text{мин}$		η	
	$\tau = 2 \text{ мин}$	$\tau = 10 \text{ мин}$	$\tau = 2 \text{ мин}$	$\tau = 10 \text{ мин}$
B2-01	7 912	3 780	0,37	0,47
M2-01	2 175	1 177	0,57	0,7

С течением времени обработки τ безразмерный коэффициент η увеличивается (табл. 4.6), что свидетельствует о затуплении режущих зерен. Для алмазного круга на органической связке B2-01 безразмерный коэффициент η меньше, т.е. острота зерен выше. Этим можно объяснить более высокую производительность обработки.

Уменьшение безразмерного коэффициента η , исходя из зависимости (4.63), должно привести к уменьшению параметра шероховатости поверхности R_a . Однако, как установлено экспериментально, параметр шероховатости поверхности R_a при шлифовании алмазным кругом на органической связке B2-01 меньше, чем при шлифовании алмазным кругом на металлической связке M2-01.

Следовательно, безразмерный коэффициент η в данном случае не определяет условия формирования шероховатости обработки. Как отмечалось выше, уменьшение параметра шероховатости поверхности R_a при шлифовании алмазным кругом на органической связке связано с увеличением числа одновременно работающих зерен, за счет их "утопания" в связку, т.е. с увеличением параметра m в зависимости (4.63). Дополнительным подтверждением данного суждения являются значения безразмерного коэффициента η (табл. 4.7), полученные при внутреннем шлифовании твердого сплава BK15 алмазным кругом на металлической связке M2-01 с его непрерывной электроэрозионной правкой [108].

Таблица 4.7

Расчетные значения безразмерного коэффициента η

Сила тока I , А	$q \cdot Q$, мг/Г · мм ³ /мин		η	
	$\tau = 2$ мин	$\tau = 10$ мин	$\tau = 2$ мин	$\tau = 10$ мин
0	2175	1177	0,57	0,7
30	2700	1590	0,52	0,63

С увеличением силы тока I безразмерный коэффициент η уменьшается, что ведет к увеличению производительности обработки. При $I = 30$ А и $\tau = 2$ мин производительность обработки при шлифовании алмазным кругом на металлической связке примерно равна производительности обработки при шлифовании алмазным кругом на органической связке. Однако при этом значения безразмерного коэффициента η различны (табл. 4.6, табл. 4.7). При шлифовании алмазным кругом на органической связке безразмерный коэффициент η меньше, т.е. выше острота зерен.

Из аналитической зависимости, приведенной в работе [102]

$$Q = \frac{8,73 \cdot 10^{-4} \cdot B \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{t} \cdot (1 - \eta^2)}{tg^2 \gamma \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{P_{y1}}{HV} \right)^{1,5}, \quad (4.75)$$

следует, что производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры η и P_{y1} .

Значения $(1 - \eta^2)$ для двух рассматриваемых алмазных кругов отличаются мало, а $P_{y1}^{1,5}$ – более существенно. Следовательно, производительность обработки Q для алмазного круга на органической связке должно быть меньше. Увеличение Q до значения, соответствующего производительности шлифования алмазным кругом на металлической связке, возможно за счет увеличения количества одновременно работающих зерен, т.е. увеличения параметра m в зависимости (4.75).

Из этого следует, что при шлифовании алмазными кругами на менее прочных органических связках переменными параметрами процесса следует рассматривать как безразмерный коэффициент η , так и количество одновременно работающих зерен в связи с их "утопанием" в связку круга. При шлифовании алмазными кругами на металлических связках "утопание" зерен в связку отсутствует и переменным параметром является лишь безразмерный коэффициент η .

4.6. Автоматизированный расчет шероховатости поверхности при шлифовании

Вопросам расчета шероховатости поверхности при механической обработке с целью определения оптимальных режимов резания постоянно уделяется большое внимание. В особенности это относится к операциям шлифования, на которых в большинстве случаев окончательно формируются параметры шероховатости поверхности [74; 102; 110]. В работах [72; 111] показано существенное влияние на шероховатость поверхности образующихся на зернах алмазного круга в процессе шлифования площадок износа: с их увеличением шероховатость уменьшается. Для определения шероховатости в указанных работах приведены аналитические уравнения. Однако они требуют применения численных расчетов. Поэтому в настоящем параграфе рассмотрены вопросы разработки автоматизированной системы расчета параметра шероховатости поверхности R_{max} при шлифовании, и проведен анализ полученных результатов численных расчетов для трех случаев [111]:

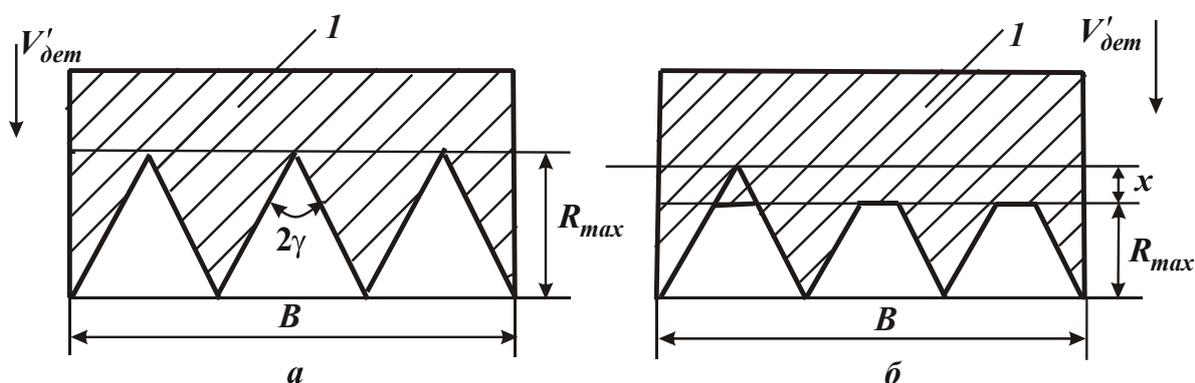


Рис. 4.16. Схемы образования шероховатости поверхности без учета (а) и с учетом (б) образования площадок износа на режущих зернах круга:

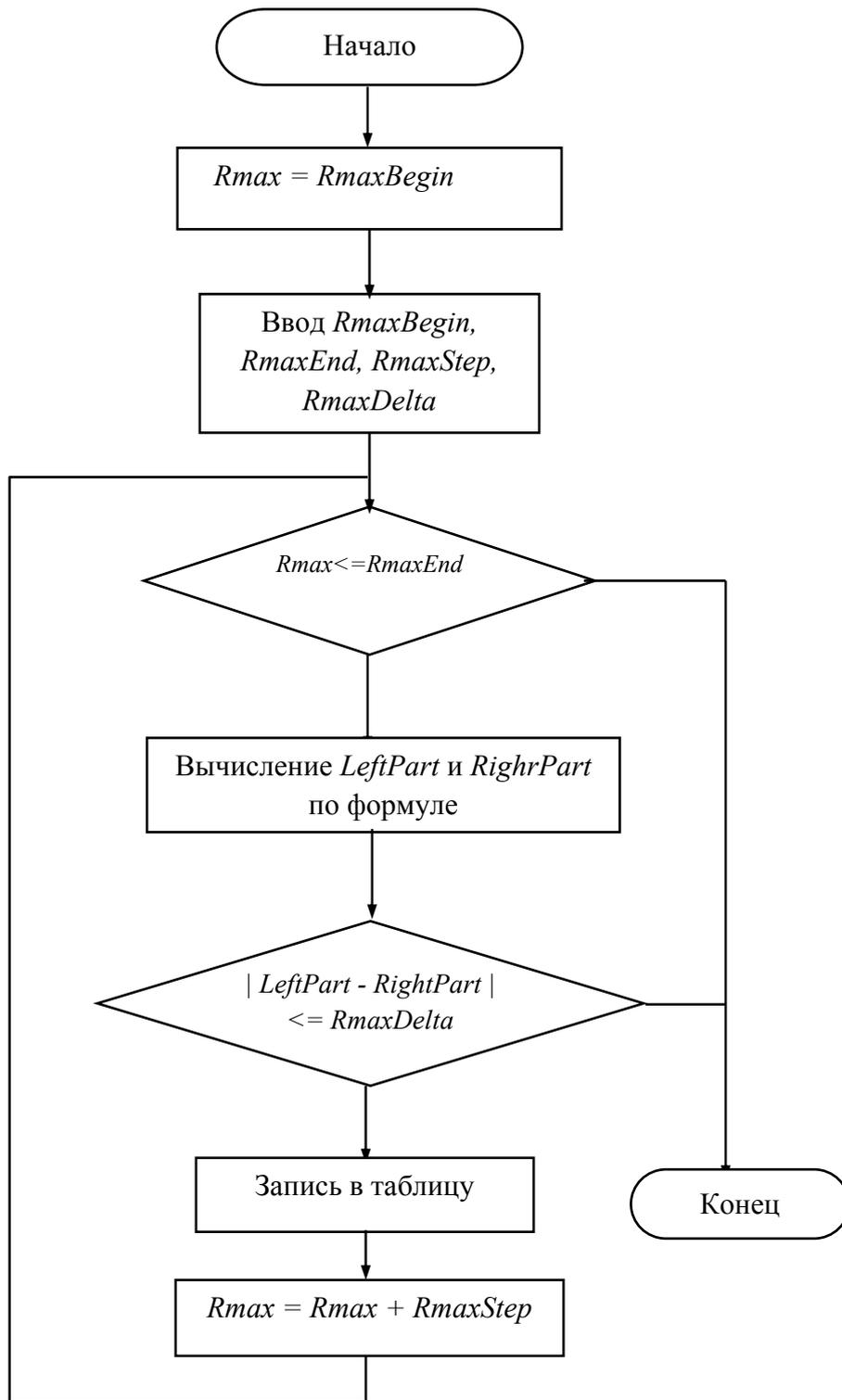
1 – обрабатываемый материал

1. Шлифование прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью $V'_{дет}$:

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \bar{R}_{max}^3, \quad (4.76)$$

где x – величина линейного износа зерна с образованием на нем площадки (рис. 4.16,б), мкм;

\bar{R}_{max} – значение параметра R_{max} для условия $x=0$, мкм.



$R_{maxBegin}$ - минимальное значение $R_{max}=0,00000$ (задается в настройках)

R_{maxEnd} - максимальное значение $R_{max}=15,00000$

$R_{maxStep}$ – шаг – $0,00000100$

$R_{maxDelta}$ - погрешность, разница между левой и правой частями равенства– $0,0010$

$LeftPart$ - левая часть равенства

$RightPart$ - правая часть равенства

Рис. 4.17. Структурная схема расчета параметра шероховатости поверхности R_{max}

1. Круглое наружное шлифование (шероховатость формируется по схеме, показанной на рис. 4.16,б):

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{max}} = \bar{R}_{max}^{2,5} . \quad (4.77)$$

3. Круглое наружное шлифование (шероховатость формируется по схеме, показанной на рис. 4.16,а):

$$R_{max}^{1,5} \cdot (R_{max} + x) = \bar{R}_{max}^{2,5} . \quad (4.78)$$

На рис. 4.17 приведена структурная схема расчета параметра R_{max} на основе уравнений (4.76) – (4.78) для значений $\bar{R}_{max}=3; 5; 7,5; 10; 15$ мкм. На рис. 4.18 – рис. 4.20 показаны зависимости R_{max} от x для разных значений \bar{R}_{max} , установленные на основе решения уравнений (4.76) – (4.78) с использованием разработанной программы расчета в соответствии со структурной схемой (рис. 4.17). Размерность параметров R_{max} , x , \bar{R}_{max} – в мкм.

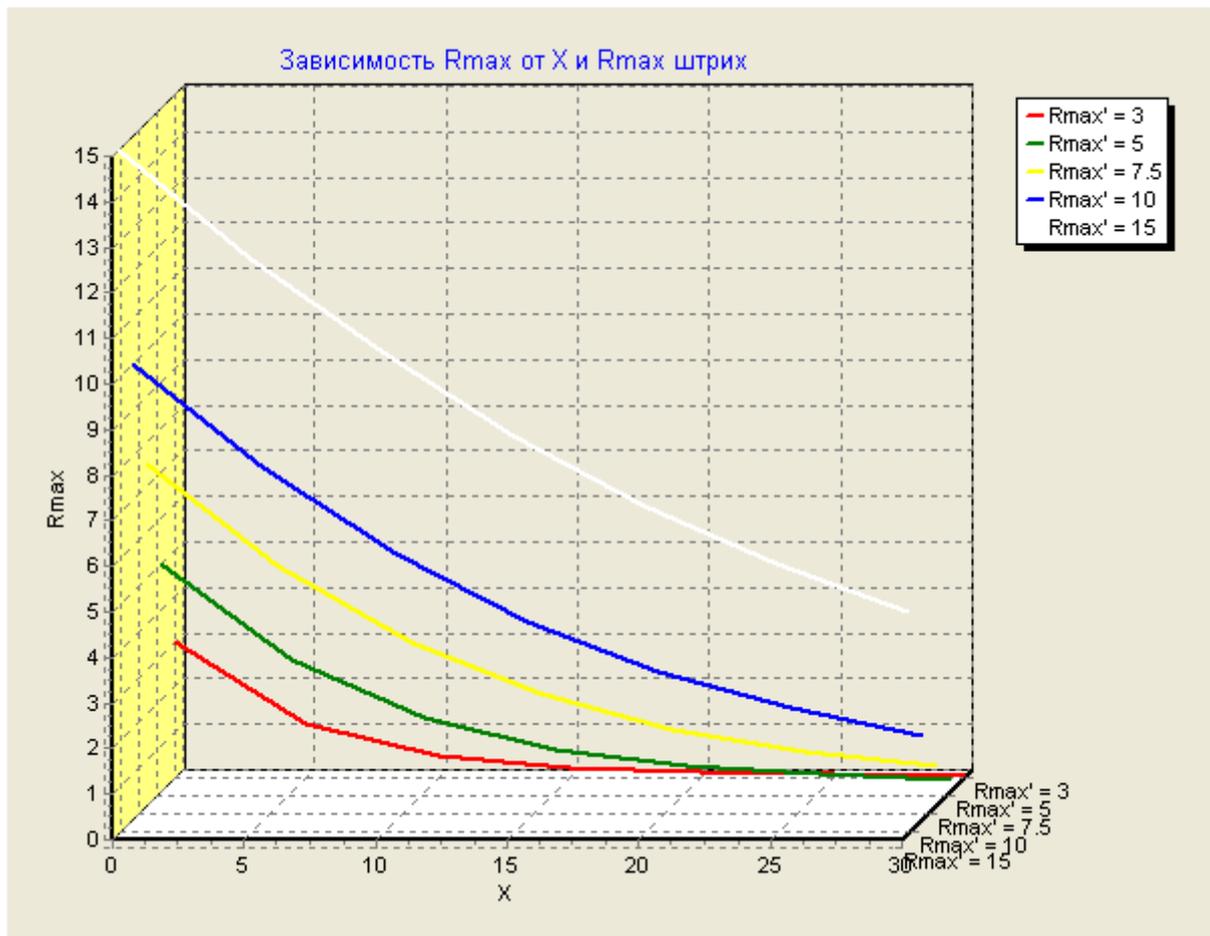


Рис. 4.18. Зависимость R_{max} от x для разных значений \bar{R}_{max} , установленная на основе решения уравнения (4.76)

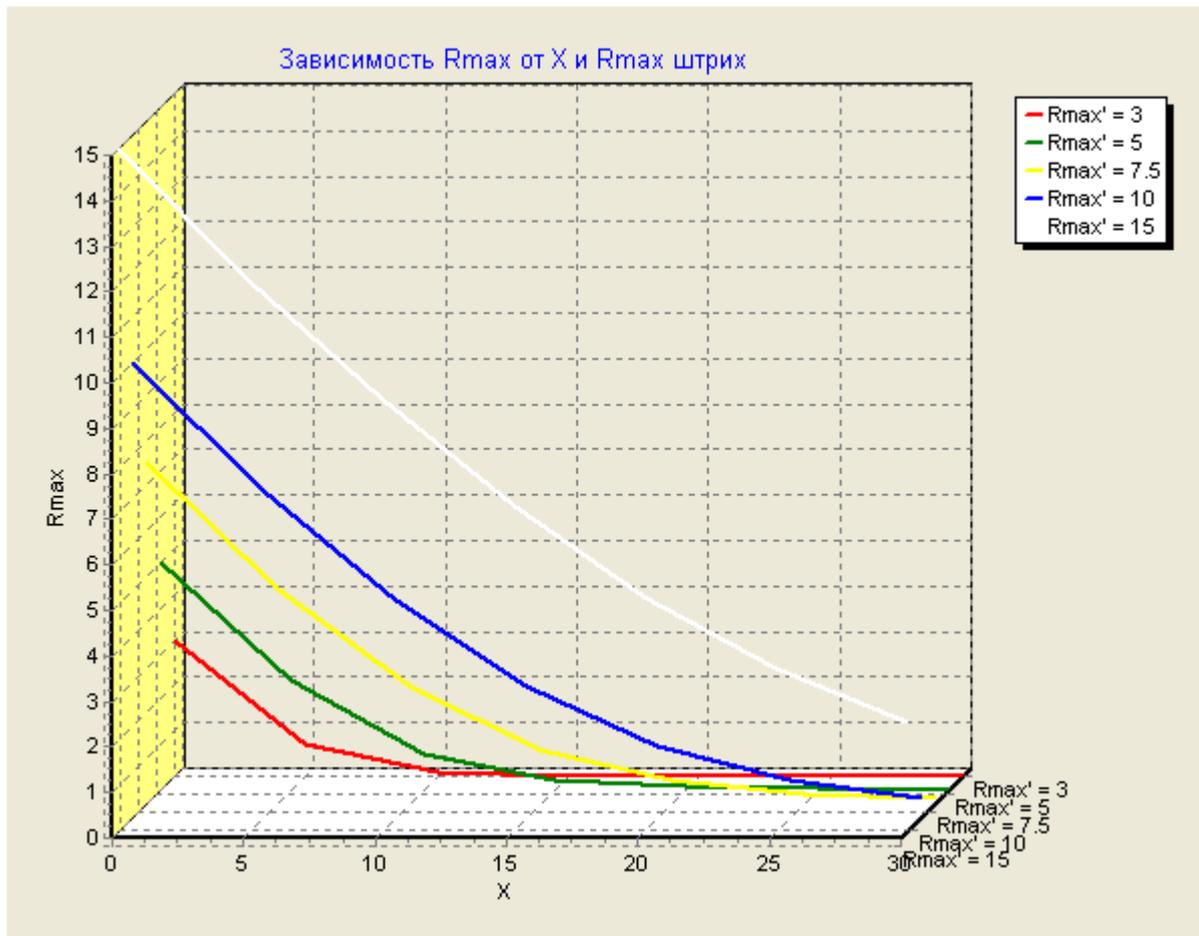


Рис. 4.19. Зависимость R_{max} от x для разных значений \bar{R}_{max} , установленная на основе решения уравнения (4.77)

Суть расчета состоит в следующем. Задаются значения R_{max} (с определенным шагом) и для них рассчитывается левая часть уравнения (4.76), которая затем сравнивается с правой (известной) частью уравнения (4.76). Искомым решением является значение R_{max} , при котором различие левой и правой частей уравнения (4.76) не превышает определенного (заданного) значения. Этим обеспечивалась необходимая точность расчетов. Аналогично рассчитываются значения R_{max} по уравнениям (4.77) и (4.78).

Анализируя приведенные на рис. 4.18 – рис. 4.20 графики, видно, что наименьшие значения R_{max} достигаются во втором случае, т.е. при круглом наружном шлифовании, когда шероховатость формируется по схеме, показанной на рис. 4.16,б. За счет образования площадок износа на зернах параметр шероховатости поверхности R_{max} уменьшается многократно, что свидетельствует о значительных технологических возможностях шлифования алмазны-

ми кругами на металлических связках с плосковершинными зернами, образованными в процессе специальной механической обработки алмазного круга (например, обтачивания его алмазным карандашом).

Полученные теоретические результаты прошли апробацию в производстве на операциях круглого наружного алмазного шлифования твердосплавных инструментов.

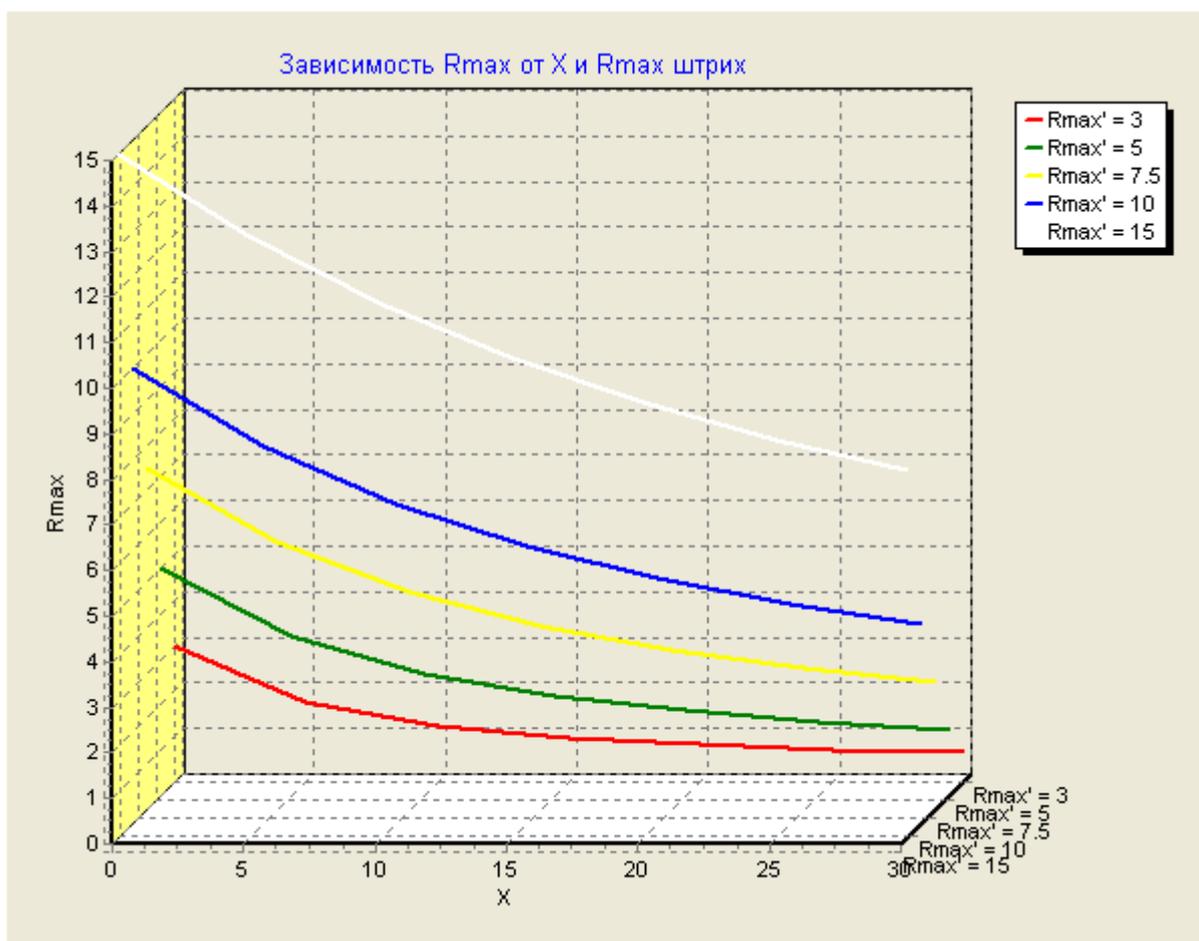


Рис. 4.20. Зависимость R_{max} от x для разных значений \bar{R}_{max} , установленная на основе решения уравнения (4.78)

Установлено, что при этом параметр шероховатости поверхности R_a уменьшился с 1,5 мкм (после шлифования вновь заправленным – электроэрозионным методом правки – алмазным кругом на металлической связке) до 0,1 мкм, т.е. более чем в 10 раз.

Следовательно, достигнут значительный эффект, который практически невозможно достичь путем изменения режимов шлифования и других условий обработки.

4.7. Определение температуры резания при глубинном шлифовании и условий ее уменьшения

В настоящее время получили применение процессы глубинного алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов. Их преимущество состоит в возможности существенного повышения производительности обработки без увеличения удельного расхода алмаза и снижения стойкости круга [12; 59; 62; 74; 83; 101]. Об этом свидетельствуют внедренные в производство процессы плоского и круглого наружного шлифования твердосплавных инструментов, деталей с высокопрочными наплавками и покрытиями, деталей из керамики и графитов и т.д. Вместе с тем, высокий температурный режим глубинного шлифования, который приводит к появлению температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях, в ряде случаев сдерживает применение этого прогрессивного процесса в производство. Поэтому представляется важным провести теоретический анализ температурного режима процесса глубинного алмазного шлифования и обосновать границы его эффективного применения. Для этого следует воспользоваться известной зависимостью для расчета температуры шлифования [119]:

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot l}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}}, \quad (4.79)$$

где $q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} \cdot \psi$ – плотность теплового потока, характеризующего количество теплоты, проходящей через единицу поверхности детали в единицу времени, Вт/м²;

ψ – коэффициент, показывающий, какая часть работы переходит в теплоту, поглощаемую обрабатываемой деталью;

P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

$F = B \cdot l$ – площадь контакта круга с деталью, м²;

B – ширина круга, м²;

$l = \sqrt{\frac{2t}{\rho}}$ – длина дуги контакта круга с деталью, м;

t – глубина шлифования, м;

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

λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);

c – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К);

ρ_m – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

$V_{дет}$ – скорость детали, м/с.

Тангенциальная составляющая силы резания P_z с учетом известных соотношений [74] определяется зависимостью:

$$P_z = \sigma \cdot S = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot Q}{K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (4.80)$$

где $\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{ш}}$ – условное напряжение резания, Н/м²;

$\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_y – радиальная составляющая силы резания, Н;

$S = Q / V_{кр}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зёрнами круга, м²;

Q – производительность обработки, м³/с.

После подстановки зависимости (4.80) в (4.79), получено:

$$\theta = \frac{\sigma_{сж} \cdot Q \cdot \psi}{K_{ш} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{2\pi}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot l \cdot V_{дет}}}. \quad (4.81)$$

Температура шлифования θ тем больше, чем больше $\sigma_{сж}$, производительность обработки Q и меньше параметры $K_{ш}$, B , l , $V_{дет}$. Это согласуется с практикой шлифования. С учетом соотношения $Q = S_{\delta} \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t$ температура шлифования θ опишется зависимостью:

$$\theta = \frac{\sigma_{сж} \cdot S_{\delta} \cdot t \cdot \psi}{K_{ш}} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{2t}}, \quad (4.82)$$

где S_{δ} – долевая продольная подача ($S_{\delta} = 0 \dots 1$).

Следуя зависимости (4.82), увеличение параметров режима шлифования приводит к увеличению температуры шлифования θ , однако интенсивность увеличения θ с ростом $V_{дет}$ меньше, чем с ростом S_{δ} и t , т.е. управлять параметром $V_{дет}$ более эффективно, чем S_{δ} и t .

Основным фактором уменьшения температуры шлифования θ при заданных значениях $V_{дет}$, S_{δ} и t является увеличение коэффициента шлифования $K_{ш}$. Это достигается за счет применения алмазных кругов на органиче-

ских и керамических связках (обеспечивающих работу круга в режиме самозатачивания) или за счет применения электрофизикохимических методов правки алмазных кругов на металлических связках, обеспечивающих их высокую режущую способность и, соответственно, увеличение коэффициента шлифования $K_{ш}$. Скорость круга $V_{кр}$ оказывает влияние на температуру шлифования θ посредством коэффициента шлифования $K_{ш}$.

Для анализа необходимо разрешить зависимость (4.82) относительно скорости детали $V_{дет}$:

$$V_{дет} = \frac{K_{ш}^2 \cdot \theta^2}{\sigma_{сж}^2 \cdot S_{\delta}^2 \cdot t^{1,5} \cdot \psi^2} \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho}}. \quad (4.83)$$

Как видно, с увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{дет}$ следует уменьшать более чем по линейной зависимости. Это обеспечит шлифование с заданной температурой шлифования θ . С уменьшением S_{δ} скорость детали $V_{дет}$ увеличивается, что связано с уменьшением номинальной глубины шлифования, приходящейся на один оборот детали, т.е. в этом случае осуществляется фактически многопроходное шлифование с номинальной глубины шлифования, значительно меньшей установочной глубины шлифования t .

Производительность обработки Q при заданной температуре шлифования θ определяется с учетом зависимости (4.83):

$$Q = S_{\delta} \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t = \frac{B \cdot K_{ш}^2 \cdot \theta^2}{\sigma_{сж}^2 \cdot S_{\delta} \cdot t^{0,5} \cdot \psi^2} \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho}}. \quad (4.84)$$

При этом скорость детали $V_{дет}$ определяется зависимостью (4.83). Как видно, производительность обработки Q с увеличением глубины шлифования t уменьшается. Это указывает на то, что добиться преимущества с точки зрения повышения производительности обработки Q при заданном значении температуры шлифования θ путем применения глубинного шлифования сложно. Применение обычного многопроходного шлифования с относительно небольшой глубиной шлифования t в этом направлении более предпочтительно, так как обеспечивает повышение производительности обработки Q .

Для увеличения производительности обработки Q при глубинном шлифовании необходимо, во-первых, увеличить коэффициент шлифования $K_{ш}$ за счет повышения режущей способности круга, во-вторых, обеспечить обильный теплоотвод из зоны резания для уменьшения коэффициента ψ .

Важным фактором повышения производительности обработки Q при глубинном шлифовании следует рассматривать уменьшение S_δ и увеличение ширины шлифования B , т.е. обработку производить широким кругом с образованным на нем заборным конусом или устанавливать круг под некоторым углом наклона φ (где $tg\varphi = t/B$), например, к направлению продольной подачи при круглом наружном шлифовании. В совокупности указанные факторы смогут нивелировать снижение производительности обработки Q за счет увеличения t в зависимости (4.83) и позволят реализовать на практике высокую производительность глубинного шлифования, что вытекает из зависимости [62]:

$$Q = \frac{S_\delta \cdot B \cdot k \cdot V_{кр} \cdot a_{z_{max}}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\rho}}, \quad (4.85)$$

где k – концентрация круга;

\bar{X} – зернистость круга, м;

$a_{z_{max}}$ – максимальная толщина среза, м.

Исходя из зависимости (4.85), при фиксированном значении $a_{z_{max}}$ увеличение глубины шлифования t приводит к увеличению производительности обработки Q , т.е. метод глубинного шлифования является более производительным по сравнению с многопроходным шлифованием при одинаковой интенсивности износа круга, определяемом параметром $a_{z_{max}}$.

Скорость детали $V_{дет}$, обеспечивающая шлифование с заданным значением $a_{z_{max}}$, определяется из зависимости:

$$V_{дет} = \frac{Q}{S_\delta \cdot B \cdot t} = \frac{k \cdot V_{кр} \cdot a_{z_{max}}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{2}{t \cdot \rho}}. \quad (4.86)$$

Для обеспечения одновременного выполнения двух условий $\theta = const$ и $a_{z_{max}} = const$ необходимо сравнить зависимости (4.83) и (4.86) и определить скорость круга, тогда

$$V_{дет} = \frac{K_{ш}^2 \cdot \theta^2}{\sigma_{сж}^2 \cdot S_\delta^2 \cdot t \cdot \psi^2} \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}{2\pi} \cdot \frac{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3}{k \cdot a_{z_{max}}^3}. \quad (4.87)$$

С увеличением глубины шлифования t скорость круга $V_{кр}$ необходимо уменьшать. При этом скорость детали $V_{дет}$, в соответствии с зависимостью (4.86), с увеличением глубины шлифования t будет уменьшаться в большей

степени, чем при условии $V_{кр} = const$. Так, с увеличением глубины шлифования t в 9 раз скорость круга $V_{кр}$, в соответствии с зависимостью (4.87), уменьшается в 9 раз, а скорость детали $V_{дет}$, в соответствии с зависимостью (4.86), уменьшается в 27 раз. Производительность обработки Q , определяемая зависимостью (4.85), уменьшится в 3 раза.

В зарубежной литературе приводятся данные о том, что глубинное шлифование эффективно выполнять с той же расчетной (режимной) производительностью, что и многопроходное (маятниковое) шлифование, т.е. увеличивая глубину шлифования в 1000 раз, скорость детали $V_{дет}$ необходимо уменьшить в 1000 раз, сохраняя ширину шлифования постоянной, равной, например, ширине круга при плоском и круглом наружном шлифовании. Эффект повышения производительности обработки в данном случае достигается за счет сокращения вспомогательного времени на переходы круга и реверсирование стола станка. Следуя зависимости (4.81), при условии $Q = const$ и значительном уменьшении скорости детали $V_{дет}$ температура шлифования θ увеличивается и поэтому для ее снижения необходимо увеличить коэффициент шлифования $K_{ш}$ или уменьшить коэффициент ψ за счет обильной подачи охлаждающей жидкости в зону резания [44; 53; 79; 81; 97; 103].

Предлагается также вариант глубинного шлифования с увеличенной скоростью круга $V_{кр} > 300$ м/с (сверхвысокоскоростное глубинное шлифование). Отмечается, что при скорости круга $V_{кр} > 300$ м/с происходит уменьшение температуры шлифования θ в связи с тем, что основная часть выделяемого в зоне резания тепла уносится образующимися стружками.

Используя приведенные аналитические зависимости, можно проанализировать сущность предлагаемого решения. Из зависимости (4.86) следует, что с увеличением скорости круга $V_{кр}$ при фиксированных значениях $V_{дет}$ и t параметр $a_{z_{max}}$ будет уменьшаться. Уменьшение толщины среза, т.е. параметр $a_{z_{max}}$, как известно, приведет к уменьшению коэффициента шлифования $K_{ш}$, что выразится в увеличении температуры шлифования θ в соответствии с зависимостью (4.81). Возможно, при весьма больших значениях $V_{кр}$ произойдет некоторое увеличение $K_{ш}$ в связи с исключением связки круга из контакта с обрабатываемой поверхностью, и тогда температура шлифования θ будет уменьшаться. Возможно также снижение коэффициента ψ в связи с

тем, что выделяемая теплота не будет успевать уходить в деталь, а будет уноситься стружкой. Как отмечалось выше, данный эффект может иметь место при скорости круга $V_{кр} > 300$ м/с. При условии $V_{кр} < 300$ м/с, следуя зависимости (4.87), скорость круга $V_{кр}$ с увеличением глубины шлифования t (т.е. с переходом в область глубинного шлифования) необходимо уменьшать. В противном случае это приведет к увеличению температуры шлифования θ , что вытекает из зависимости (4.86): при условии $a_{z_{max}} = const$ с увеличением $V_{кр}$ увеличивается $V_{дет}$ и, в соответствии с зависимостью (4.82), увеличивается температура шлифования θ .

Этим, в частности, можно объяснить практические данные о высокой температуре шлифования θ при глубинном шлифовании, когда скорость круга устанавливается такой же, как и при многопроходном шлифовании. Исходя из зависимости (4.86), для реализации относительно большой скорости круга при глубинном шлифовании, сопоставимой или равной скорости круга при многопроходном шлифовании, необходимо увеличить зернистость круга \bar{X} , уменьшить концентрацию круга k , повысить режущую способность круга – увеличить коэффициент шлифования $K_{ш}$, улучшить теплоотвод из зоны резания – уменьшить коэффициент ψ . Увеличить скорость круга $V_{кр}$ можно также за счет уменьшения S_{δ} , однако это связано с уменьшением производительности обработки Q (как это следует из зависимости (4.85)), что неэффективно, т.е. предпочтительно обработку производить с долевой продольной подачей S_{δ} , близкой к единице.

4.8. Определение температуры резания на основе баланса тепла при резании

Выделяющееся при резании тепло приводит к нагреву образующейся стружки, инструмента, заготовки, а также смазочно-охлаждающей жидкости, что отрицательно сказывается на работоспособности инструмента и качестве обрабатываемых поверхностей [103; 114]. Для анализа путей снижения температуры резания важно правильно рассчитать баланс тепла при резании. В первом приближении можно считать, что вся механическая энергия резания, равная работе от действия двух составляющих силы резания P_z , P_y , переходит в тепло, затрачиваемое для нагревания лишь образующейся стружки, т.е.

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{cmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (4.88)$$

где V – скорость резания, м/с;

V_{cmp} – скорость сходящей стружки, м/с;

τ – время обработки, с;

c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);

$m = \rho \cdot S_0 \cdot V \cdot \tau$ – масса стружки, кг;

S_0 – площадь поперечного сечения среза, м²;

θ – температура стружки, К.

Скорость сходящей стружки V_{cmp} определяется из условия равенства объемов обрабатываемого материала и стружки:

$$a \cdot b \cdot V \cdot \tau = a_{cmp} \cdot b \cdot V_{cmp} \cdot \tau, \quad (4.89)$$

где a , b – толщина и ширина среза, м;

a_{cmp} – толщина образующейся стружки, м;

τ – время обработки, с.

Откуда

$$V_{cmp} = \frac{a}{a_{cmp}} \cdot V = \frac{V}{K_L}, \quad (4.90)$$

где $K_L = a_{cmp} / a$ – коэффициент усадки стружки, который определяется из формулы проф. Тиме А.И. [6]:

$$K_L = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} + \sin \gamma, \quad (4.91)$$

β – угол сдвига материала;

γ – передний угол инструмента.

Отношение P_y / P_z равно коэффициенту трения f на передней поверхности инструмента. С учетом сделанных преобразований температура резания θ , исходя из зависимости (4.88), определится:

$$\theta = \frac{P_z \cdot \left(1 + \frac{f}{K_L}\right)}{c \cdot \rho \cdot S_0}. \quad (4.92)$$

Как известно, коэффициент трения $f < 1$, а коэффициент усадки стружки $K_L > 1$. Следовательно, второе слагаемое в числителе зависимости (4.92) значительно меньше единицы и им можно пренебречь, т.е. основным источником теплонапряженности процесса резания является деформирование ма-

териала в плоскости сдвига. Тангенциальную составляющую силы резания P_z представим в виде: $P_z = \sigma \cdot S_0$, где σ – условное напряжение резания. В результате получена упрощенная зависимость:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (4.93)$$

Как видно, основным условием уменьшения температуры резания θ является уменьшение условного напряжения резания σ .

Для более точного расчета баланса тепла при резании необходимо усложнить задачу, считая, что выделяющееся тепло уходит не только на нагревание стружки, но и на нагревание инструмента за счет теплопроводности. Режущий инструмент упрощенно может быть представлен в виде пластины толщиной l_1 . С одной стороны на пластину на площади S_1 действует тепловой источник (в результате трения инструмента с образующейся стружкой). С другой стороны пластина свободна от теплового воздействия. Тогда количество протекающего через пластину тепла при установившемся тепловом потоке определится зависимостью:

$$Q_1 = \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta_1 - \theta_2}{l_1} \cdot \tau, \quad (4.94)$$

где λ_1 – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·К);

θ_1, θ_2 – установившиеся температуры обеих сторон пластины (принято $\theta_2 = 0, \theta_1 = \theta$);

τ – время обработки, с.

С учетом зависимости (4.94) уравнение (4.88) примет вид:

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{стр} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta + \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta}{l_1} \cdot \tau. \quad (4.95)$$

После соответствующих преобразований, имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho + \frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1 \cdot V} \cdot \frac{S_1}{S_0}}. \quad (4.96)$$

Зависимость (4.96) отличается от аналогичной зависимости (4.93) тем, что содержит в знаменателе два слагаемых. Это указывает на то, что за счет отвода тепла в инструмент температура резания θ уменьшается. Чем больше коэффициент теплопроводности λ_1 и меньше скорость резания V , тем меньше температура резания. При значительном увеличении скорости реза-

ния V второе слагаемое знаменателя стремится к нулю, а температура резания θ – к максимальному значению, определяемому зависимостью (4.93), рис. 4.21. Полученная аналитическая зависимость согласуется с экспериментальными данными, согласно которым с увеличением скорости резания V температура резания θ увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному значению [6; 46].

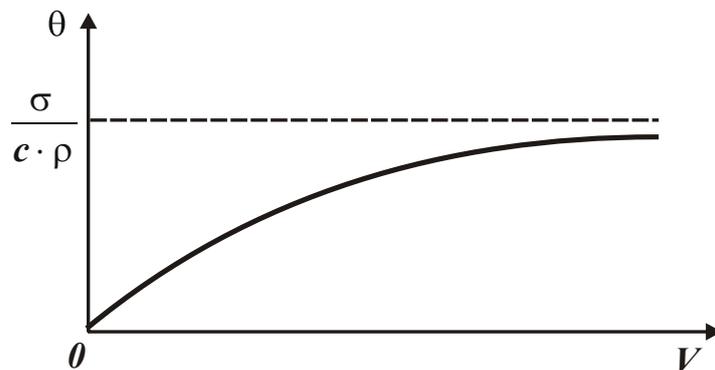


Рис. 4.21. Примерная зависимость температуры резания θ от скорости резания V

С увеличением толщины среза a (соответственно площади поперечного сечения среза S_0) увеличивается параметр S_1 , однако, как установлено экспериментально, не столь существенно, что в конечном итоге приводит к увеличению температуры резания θ . При пропорциональном увеличении параметра S_1 температура резания не будет зависеть от толщины среза a , что следует рассматривать важным фактором повышения эффективности процесса резания.

Необходимо учесть тепло, которое отводится в заготовку, аналогично тому, как учитывалось тепло, отводимое в инструмент. Количество тепла, протекшего через поверхностный слой обрабатываемого материала толщиной l_3 при установившемся тепловом потоке, определяется зависимостью:

$$Q_3 = \lambda_3 \cdot S_3 \cdot \frac{\theta}{l_3} \cdot \tau, \quad (4.97)$$

где λ_3 – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);

S_3 – площадь обрабатываемой поверхности, на которую действует тепловой поток, м².

Тогда уравнение (4.88) примет вид:

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{cmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta + \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta}{l_1} \cdot \tau + \lambda_3 \cdot S_3 \cdot \frac{\theta}{l_3} \cdot \tau. \quad (4.98)$$

Разрешая уравнение (4.98) относительно температуры резания θ , имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho + \frac{\lambda_1}{l_1 \cdot V} \cdot \frac{S_1}{S_0} + \frac{\lambda_3}{l_3 \cdot V} \cdot \frac{S_3}{S_0}}. \quad (4.99)$$

Структурно второе и третье слагаемые, входящие в знаменатель зависимости (4.99), идентичны. Отношение S_3/l_3 в третьем слагаемом с увеличением V и S_0 (толщины среза a) будет изменяться незначительно. Следовательно, температура резания θ будет увеличиваться с увеличением V , S_0 и a , что подтверждается известными экспериментальными данными.

Используя полученные решения, необходимо оценить количество тепла, уходящего в стружку, инструмент и заготовку. Для этого уравнение (4.98) представлено в виде:

$$P_z \cdot V = \left(c \cdot \rho \cdot S_0 \cdot V + \frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3} \right) \cdot \theta. \quad (4.100)$$

С увеличением скорости резания V увеличение правой части уравнения (4.100) происходит за счет увеличения первого слагаемого. При значительном увеличении скорости резания V первое слагаемое значительно превышает два остальных слагаемых. В результате практически все тепло (до 100 %) уходит в стружку, а температура резания θ не зависит от скорости резания V , т.е. справедлива зависимость (4.93). Это предопределяет эффективность применения сверхвысокоскоростного резания, позволяющего, как доказано экспериментально, многократно повысить производительность обработки без увеличения температуры резания. Третье слагаемое больше второго слагаемого за счет того, что $l_3 \ll l_1$. Следовательно, в заготовку уходит большее количество тепла, чем в инструмент.

На рис. 4.22 графически показано распределение количества тепла (в %), уходящего в стружку, заготовку и инструмент. Теоретические данные хорошо согласуются с экспериментальными данными, в частности, приведенными в работе [15] (рис. 4.23).

Используя уравнение (4.100), можно количественно (в %) оценить значения трех слагаемых для различных обрабатываемых материалов и условий резания. Величину l_3 можно рассчитать по аналитической зависимости, приведенной в работе [102]:

$$l_3 = \sqrt{\frac{2\lambda_3 \cdot \tau_0}{c \cdot \rho}}, \quad (4.101)$$

где τ_0 – время действия на фиксированную точку обрабатываемой поверхности теплового потока.

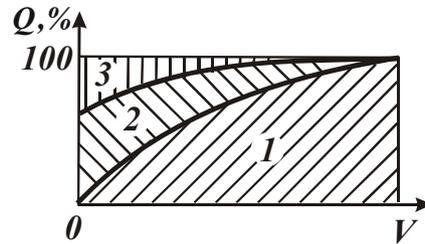


Рис. 4.22. Распределение количества тепла Q , уходящего в стружку (1), заготовку (2) и инструмент (3), при изменении скорости резания V

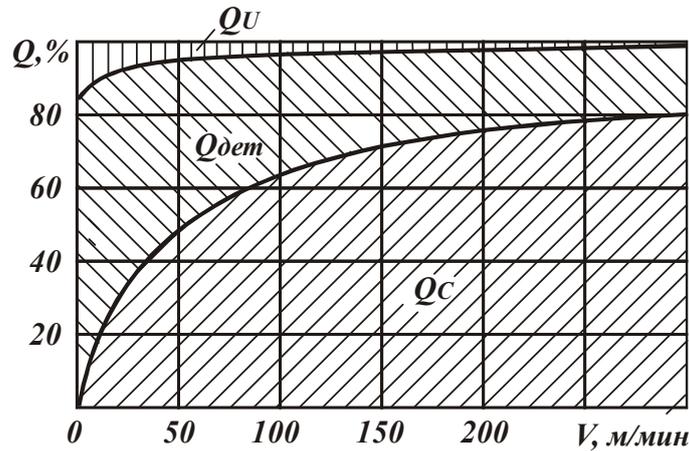


Рис. 4.23. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40X: резец из твердого сплава Т60К6; $t=1,5$ мм; $S=0,12$ мм/об.

При резании неметаллических материалов первое и третье слагаемые правой части уравнения (4.100) равны нулю, т.е. температура резания θ зависит от условий отвода тепла из зоны резания инструментом:

$$\theta = \sigma \cdot V \cdot \frac{l_1}{\lambda_1} \cdot \frac{S_0}{S_1}. \quad (4.102)$$

В данном случае параметр S_1 принимает небольшие значения (меньше S_0), что приводит к существенному увеличению температуры резания и снижению стойкости инструмента. Причем, с увеличением скорости резания V температура резания θ неограниченно увеличивается. Уменьшить температуру резания θ в данном случае можно главным образом за счет увеличения коэффициента теплопроводности инструментального материала λ_1 (приме-

няя, например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов) и уменьшения условного напряжения резания σ (обеспечивая высокую остроту режущего лезвия инструмента за счет применения тех же синтетических сверхтвердых материалов). Важно также изготавливать инструменты относительно небольших размеров (с небольшими значениями параметра l_1).

Сделанные выводы справедливы и при обработке относительно хрупких металлических материалов, где основное количество тепла уходит в инструмент и заготовку, а зависимость для определения температуры резания θ принимает вид:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V \cdot S_0}{\left(\frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3} \right)}. \quad (4.103)$$

В данном случае температура резания θ меньше, чем при резании неметаллических материалов, где тепло уходит лишь в режущий инструмент, а температура резания определяется зависимостью (4.102).

4.9. Количественная оценка температуры резания

С увеличением скорости резания V температура резания θ , согласно зависимости (4.99), увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению, определяемому зависимостью (4.93). Следовательно, оптимизацию процесса резания по температурному критерию необходимо производить на основе этой зависимости. Поскольку в зависимость входит лишь один переменный параметр – условное напряжение резания σ , то задача оптимизации упрощается и сводится к определению условий снижения σ . В работе [102] обоснованы условия снижения σ и температуры резания θ , поэтому важно провести их анализ.

Параметр σ является обобщенным параметром процесса резания, зависящим от силы P_z и площади поперечного сечения среза $S = a \cdot b$ для точения (где a , b – толщина и ширина среза), для шлифования $S = Q/V_{кр}$ (где Q – производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$; $V_{кр}$ – скорость круга, $\text{м}/\text{с}$). При заданном значении S (при фиксированном режиме резания) уменьшить σ и соответственно температуру резания θ можно уменьшением силы P_z за счет повышения режущей способности инструмента, снижения сил трения на передней и задней поверхностях инструмента и т.д.

Для количественной оценки зависимости (4.93) необходимо знать экс-

периментальное значение тангенциальной составляющей силы резания P_z и условия обработки (параметры S , c , ρ). В качестве примера произведен расчет температуры резания θ при точении стали 40 резцом с передним углом $\gamma = 20^\circ$ и углом в плане $\varphi = 60^\circ$ (глубина резания $t = 4$ мм; продольная подача $S_{np} = 0,285$ мм/об.; скорость резания $V = 40$ м/мин) [6]. По экспериментальным данным, тангенциальная составляющая силы резания $P_z = 1850$ Н. Тогда
$$S = \frac{t \cdot S_{np}}{\sin \varphi} = 1,31 \text{ мм}^2; \sigma = \frac{P_z}{S} = 1410 \text{ Н/мм}^2; c = 0,11 \text{ кал/(г} \cdot \text{град)}; \rho = 7,86 \text{ г/см}^3.$$
 С учетом того, что $1 \text{ кал} = 4\,270 \text{ Н} \cdot \text{мм}$, температура резания θ , рассчитанная по зависимости (4.93), равна $\theta = 370^\circ\text{C}$.

Данное значение температуры резания θ приблизительно соответствует экспериментально установленному значению. Следовательно, используя зависимость (4.93), можно в первом приближении рассчитать температуру резания по известному значению силы P_z . Как правило, силу P_z измерить в процессе резания проще, чем температуру резания θ . Поэтому данная методика упрощает анализ закономерностей процесса резания.

Предложенная зависимость позволяет определить максимально возможную температуру при резании, т.к. не учитывает теплоотвод в режущий инструмент и обрабатываемую деталь (принимается, что все тепло уносится стружкой). С учетом этих двух факторов температура резания θ уменьшится. Однако, как известно, выделяющееся в процессе резания тепло уносится в основном стружкой (более 50 %). Поэтому точность рассчитанных по зависимости (4.93) значений температуры резания θ следует оценивать в пределах 60 – 95 %.

Используя зависимость (4.93), можно решать оптимизационные задачи с учетом ограничений по температуре резания. Для этого, для заданного значения температуры резания θ , определяется значение условного напряжения резания σ . Затем, задавая площадь поперечного значения среза S (т.е. задавая глубину резания t , подачу S_{np} и угол резца в плане φ), определяется предельное значение тангенциальной составляющей силы резания P_z , которое необходимо выдерживать в процессе резания путем выбора характеристик режущего инструмента на основе экспериментальных исследований.

Используя зависимость (1.26), устанавливающую связь σ с коэффициентом резания $K_{рез}$, можно провести анализ условного напряжения резания σ .

При резании лезвийными инструментами обычно выполняется условие $K_{рез} > 1$, а при шлифовании – условие $K_{рез} < 1$. Условие $K_{рез} > 1$ более благоприятно с точки зрения снижения силовой напряженности процесса резания, т.к. с увеличением коэффициента резания $K_{рез}$, исходя из зависимости (1.26), коэффициент $K = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)$ и соответственно условное напряжение резания σ уменьшаются (табл. 4.8, рис. 4.24).

Таблица 4.8

Расчетные значения коэффициента K

$K_{рез}$	0,1	0,5	1	3	5	10
K	20	4,2	2,4	1,4	1,2	1,1

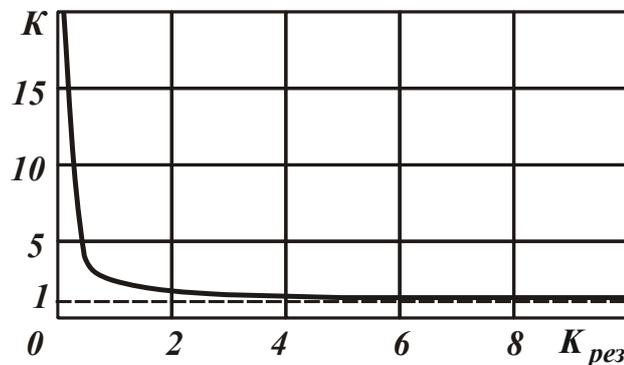


Рис. 4.24. Зависимость коэффициента K от коэффициента резания $K_{рез}$

Коэффициент K с увеличением коэффициента резания $K_{рез}$ стремится к единице и при условии $K_{рез} > 3$ незначительно ее превышает. Поэтому при значении $K_{рез} > 3$ с определенными допущениями зависимость (1.26) упрощается и примет вид:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}, \quad (4.104)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м².

Тогда зависимость (4.93) выразится:

$$\theta_{min} = \frac{\sigma_{сж}}{c \cdot \rho}. \quad (4.105)$$

Полученная зависимость (4.105) содержит лишь характеристики обрабатываемого материала, которые приводятся в справочной литературе. Используя их, можно приближенно рассчитать (оценить) температуру резания θ_{min} , не прибегая к проведению сложных экспериментальных исследований.

Расчитанное таким образом значение θ_{min} является минимально воз-

возможным (исходя из того, что все тепло уходит в стружку), т.к. рассчитано для минимального значения коэффициента $K = 1$. Исходя из табл. 4.8, при шлифовании ($0,1 < K_{рез} < 1$) температура резания может быть до 20-ти раз больше, поскольку коэффициент $K \rightarrow 20$. При резании лезвийными инструментами ($1 < K_{рез} < 10$) температура резания может быть всего лишь в 2,4 раза больше минимального значения (при $K = 1$).

Для приведенного случая – точения стали 40 – $\sigma_{сжс} = 600 \text{ Н/мм}^2$, тогда, исходя из зависимости (4.105), минимально возможная температура резания равна $\theta_{min} = 162 \text{ }^\circ\text{C}$. По экспериментальным данным, приведенным в работе [6], коэффициент резания для данных условий обработки равен $K_{рез} = 2,9$, соответственно коэффициент $K = 1,4$. Умножая $K = 1,4$ на минимально возможную температуру резания $\theta_{min} = 162 \text{ }^\circ\text{C}$, имеем $\theta = 227 \text{ }^\circ\text{C}$. Полученное значение температуры отличается от ранее установленного значения $\theta = 370 \text{ }^\circ\text{C}$. Это может быть связано с тем, что экспериментальное значение P_z равно сумме двух сил, возникающих на передней и задней поверхностях резца. Для расчетов по зависимости (4.93) необходимо учитывать лишь силу, возникающую на передней поверхности резца и определяющую условия стружкообразования.

Таким образом, предложенный в работе теоретический подход к расчету температуры резания позволяет с единых позиций оценить значения во всем возможном диапазоне изменения коэффициента резания $K_{рез}$, включая диапазоны абразивной и лезвийной обработки. Это чрезвычайно важное решение, поскольку носит общий характер, имеет базовое (минимальное) значение θ_{min} , по которому можно оценить эффективность применения того или иного метода механической обработки с точки зрения теплонапряженности процесса. Базовое (минимальное) значение θ_{min} может быть легко установлено по зависимости (4.105) для каждого обрабатываемого материала. Следовательно, на основе этих значений можно оценить обрабатываемость резанием и шлифованием различных материалов.

Выводы

1. Разработана математическая модель формообразования поверхностей при абразивной обработке, позволившая с единых позиций оценить технологические возможности основных процессов абразивной обработки (включая

шлифование, доводку и т.д.) с точки зрения улучшения шероховатости обработанных поверхностей. Установлена определяющая роль прочности удержания режущих зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента и количества одновременно работающих зерен в формировании параметров шероховатости обработки. Исходя из этого определены основные пути уменьшения максимальной высоты микронеровностей обработанных поверхностей с учетом ограничений по производительности обработки. Они состоят в обеспечении условий резания "острыми" зернами с минимальными силами резания, действующими на них (т.е. уменьшением прочности удержания зерен на рабочей поверхности инструмента, применяя обработку свободным абразивом) и обеспечении условий резания "притупленными" зернами с увеличенными силами резания, действующими на них, и увеличенной скоростью резания (т.е. увеличением прочности удержания зерен на рабочей поверхности инструмента, применяя обработку связанным абразивом).

2. Предложен теоретико-вероятностный подход к расчету параметров шероховатости поверхности при шлифовании с учетом износа зерен, что позволило уточнить полученные аналитические решения, основанные на упрощенном кинематическом подходе. Показано, что наибольшее влияние на шероховатость обработанной поверхности оказывает безразмерный коэффициент, учитывающий степень износа зерен и изменяющийся в пределах $0 \dots 1$. Установлено, что чем больше этот коэффициент, тем меньше максимальная высота микронеровностей обработанной поверхности. Доказана также возможность существенного уменьшения максимальной высоты микронеровностей обработанной поверхности при одновременном увеличении производительности обработки в условиях глубинного шлифования за счет уменьшения скорости детали.

3. Теоретически установлено, что одинаковую шероховатость обработки можно достичь как при шлифовании мелкозернистыми, так и крупнозернистыми кругами. Все зависит от линейного износа зерен. Это открывает новые возможности применения крупнозернистых кругов для получения высокой чистоты обработки. Для их осуществления необходимо регулировать линейным износом зерен, искусственно создавая на них площадки износа такой величины, при которой возможно резание материала (съем материала). Данный фактор является основным ограничением увеличения линейного износа зерен. Уменьшение зернистости круга условиями образования среза не ограничено. Поэтому, уменьшая зернистость круга, можно существенно уменьшить шероховатость обработанной поверхности. Данная закономерность реа-

лизована, например, на операциях притирки свободным абразивом, используя алмазные зерна размером 1 мкм.

4. Теоретически установлено, что при многопроходном шлифовании, в отличие от однопроходного глубинного шлифования, с увеличением глубины шлифования параметр шероховатости поверхности R_{max} увеличивается. Это согласуется с известными экспериментальными данными и свидетельствует о достоверности полученного теоретического решения.

5. Теоретически установлено, что эффект уменьшения параметра шероховатости поверхности R_a при шлифовании алмазными кругами на металлических связках состоит в увеличении величины линейного износа зерен, а при шлифовании алмазными кругами на более мягких связках – в возможности "утопания" зерен в связку, уменьшении разновысотности выступания их вершин над уровнем связки круга и увеличении количества одновременно работающих зерен. Этим объясняются отличия в формировании шероховатости обработки при использовании различных связок алмазных кругов.

6. В работе теоретически обоснованы закономерности изменения температуры резания и производительности обработки при глубинном шлифовании, а также определены факторы, позволяющие уменьшить высокую температуру при глубинном шлифовании и реализовать значительные технологические возможности этого прогрессивного метода обработки. Показано, что основным фактором уменьшения температуры шлифования при заданном режиме резания является повышение режущей способности круга путем применения алмазных кругов на органических и керамических связках (обеспечивающих работу круга в режиме самозатачивания) или электрофизикохимических методов правки алмазных кругов на металлических связках, обеспечивающих их высокую режущую способность.

7. На основе баланса тепла при резании, уходящего в образующуюся стружку, обрабатываемую деталь и режущий инструмент, аналитически определена температура резания, которая с увеличением скорости резания непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению, зависящему от энергоемкости обработки. Из этого сделан вывод о необходимости уменьшения энергоемкости обработки с целью снижения максимальной температуры резания и осуществления высокоскоростного резания, обеспечивающего многократное увеличение производительности без ухудшения качества обрабатываемых поверхностей, вызванного температурным фактором.

Раздел 5

Условия высокопроизводительного шлифования

5.1. Выбор и обоснование высокопроизводительных кинематических схем алмазного шлифования

В настоящее время на практике используется достаточно большое количество кинематических схем шлифования, выполняемых периферией и торцом круга с различным характером подач. Это позволяет в каждом конкретном случае выбрать оптимальную схему обработки с учетом требований по производительности, качеству и точности обработки и другим показателям [16; 35; 83]. Вместе с тем, в теории шлифования в полной мере не выявлены технологические возможности данных схем. Поэтому важно провести теоретическое обоснование технологических возможностей применяемых кинематических схем шлифования периферией и торцом алмазного круга.

Для анализа кинематических схем шлифования с точки зрения производительности обработки Q следует рассмотреть известную зависимость:

$$Q = S_{мгн} \cdot V_{кр}, \quad (5.1)$$

где $S_{мгн}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, $м^2$;

$V_{кр}$ – скорость круга, $м/с$.

Очевидно, увеличить производительность обработки Q можно за счет увеличения параметров $S_{мгн}$ и $V_{кр}$. Увеличение параметра $S_{мгн}$ предполагает увеличение толщин срезов отдельными зернами и количества одновременно работающих зерен (за счет увеличения концентрации круга и площади контакта круга с обрабатываемой деталью). Однако, зависимость (5.1) в явном виде не содержит характеристик круга и, следовательно, не отражает особенностей кинематических схем шлифования.

Известна также расчетная зависимость для определения производительности обработки при круглом наружном (плоском) шлифовании: $Q = B \cdot t \cdot V_{дет}$, где B – ширина шлифования, $м$; t – глубина шлифования, $м$; $V_{дет}$ – скорость детали, $м/с$. Однако, входящий в зависимость параметр $V_{дет}$ не связан с характеристиками круга и другими параметрами шлифования. Это

не позволяет оценить возможности различных кинематических схем шлифования, отличающихся характером и площадью контакта круга с деталью, в данном случае определяемой произведением параметров $B \cdot t$. Поэтому необходимо получить новую зависимость с учетом расчетной схемы, приведенной на рис. 5.1, представляя $V_{дет} = V'_{дет} / \cos \alpha$; $B \cdot t = F \cdot \cos \alpha$, где $V'_{дет}$ – составляющая вектора скорости детали $V_{дет}$, направленная по нормали к рабочей поверхности круга и определяемая зависимостью:

$$V'_{дет} = \frac{k \cdot V_{кр}}{8,35 \cdot 10^2} \cdot \left(\frac{a_{z_{max}}}{\bar{X}} \right)^3, \quad (5.2)$$

$F = B \cdot l$ – площадь контакта круга с деталью, m^2 ; l – длина дуги контакта круга с деталью, m ; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./ m^2 ; \bar{X} – зернистость круга, m ; $a_{z_{max}}$ – максимальная толщина среза отдельным зерном круга, m ; $D_{кр}$, $D_{дет}$ – соответственно диаметры круга и детали, m ;

$$\cos \alpha = \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{2}{D_{кр}} + \frac{2}{D_{дет}} \right)}. \quad (5.3)$$

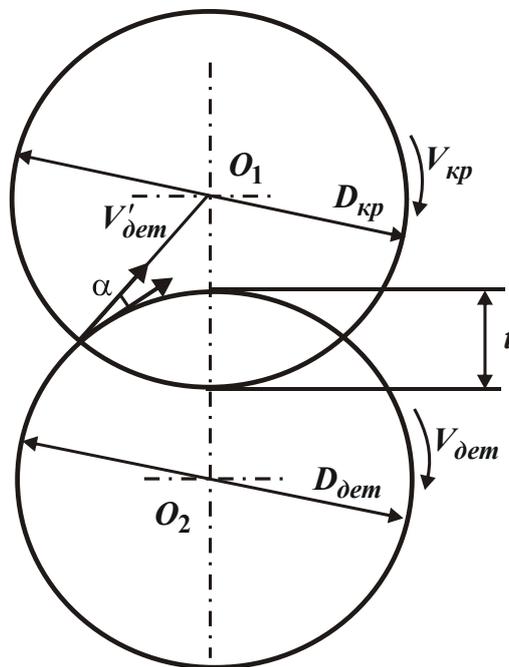


Рис. 5.1. Расчетная схема параметров круглого наружного шлифования

Тогда производительность обработки определится:

$$Q = V'_{дет} \cdot F. \quad (5.4)$$

Таким образом, полученная зависимость (5.4) позволяет отдельно учесть характеристики круга и параметры зоны контакта круга с деталью, т.к. первый параметр $V'_{дет}$ зависит лишь от характеристик круга и скорости круга, а второй параметр – F определяет площадь контакта круга с деталью. Принимая первый параметр $V'_{дет}$ постоянным ($a_{z_{max}} = const$), по значению F можно оценить технологические возможности различных кинематических схем шлифования.

При шлифовании периферией круга параметр F выражается:

$$F = B \cdot \sqrt{\frac{t \cdot D_{кр} \cdot D_{дет}}{(D_{кр} + D_{дет})}}. \quad (5.5)$$

Следовательно, наибольшие значения F и, соответственно, Q имеют место при внутреннем шлифовании. Затем, в порядке убывания – при плоском и круглом наружном шлифовании, которые характеризуются меньшей длиной дуги контакта круга с деталью. Однако на практике реализовать высокую производительность внутреннего шлифования не удастся в связи с небольшим диаметром круга.

Исходя из зависимости (5.5), основным путем увеличения параметров F и Q является увеличение глубины шлифования t , т.е. увеличение длины дуги контакта круга с деталью. С этой точки зрения наиболее производительной следует рассматривать схему глубинного шлифования и схему разрезки материалов, когда глубина шлифования достигает радиуса круга и более. При этом необходимо иметь в виду, что скорость детали $V_{дет}$ должна устанавливаться из условия $V_{дет} = V'_{дет} / \cos \alpha$, т.е. с увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{дет}$ должна уменьшаться (при условии $a_{z_{max}} = const$).

Как видно, эффективность глубинного шлифования состоит в том, что при линейном увеличении глубины шлифования t скорость детали $V_{дет}$ уменьшается по гиперболическому закону $1/\sqrt{t}$. В результате, производительность обработки Q увеличивается по закону \sqrt{t} .

Наибольшую производительность обработки можно достичь при глубине шлифования, равной диаметру круга $t = D_{кр}$, реализуя схему плоского шлифования торцом круга (рис. 5.2,а). В данном случае площадь контакта круга с деталью равна $F = D_{кр} \cdot t$, где t – глубина шлифования при торцовом шлифовании, м. Увеличить F можно за счет создания на торце круга забор-

ного конуса с углом φ (рис. 5.2,б). Тогда площадь контакта круга с деталью F определится:

$$F = D_{кр} \cdot l \cdot \cos \varphi, \quad (5.6)$$

где l – длина контакта круга с деталью, м.

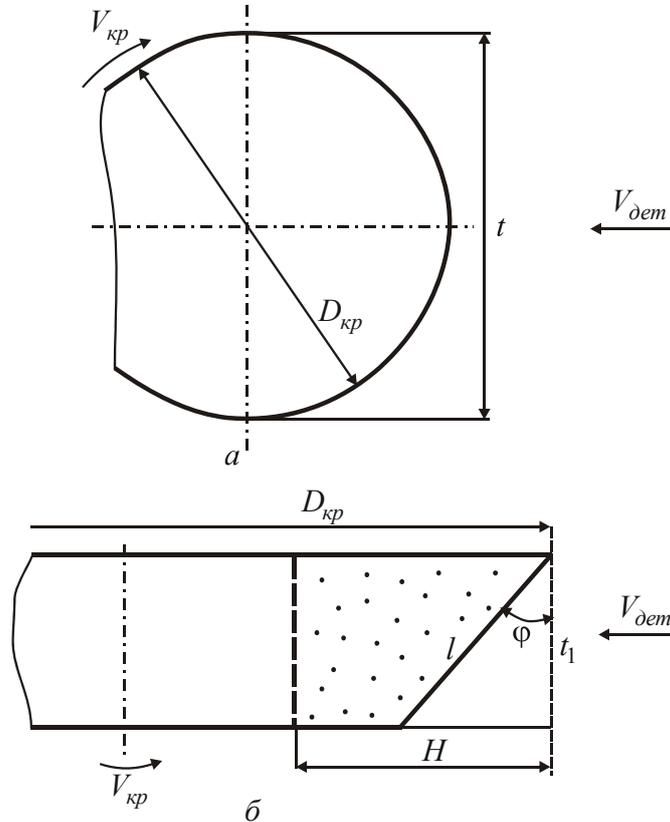


Рис. 5.2. Расчетные схемы плоского шлифования торцом круга

При условии $\varphi \rightarrow 90^0$, имеем: $\cos \varphi \rightarrow 1$, $l \rightarrow H$ (с учетом $H \gg t$), где H – ширина рабочей части торца круга (м), т.е.

$$F = D_{кр} \cdot H. \quad (5.7)$$

Следовательно, площадь контакта круга с деталью F определяется геометрическими параметрами рабочей части круга: чем больше диаметр и ширина рабочей части круга, тем больше F и соответственно производительность обработки Q . Этим объясняется чрезвычайно высокая эффективность применения кинематических схем плоского шлифования торцом алмазного круга (на станках с прямолинейным и вращающимся столами) твердосплавных пластин, деталей из высокопрочных керамик и ферритов, при шлифовании и полировании пластин из твердых пород камня и т.д.

Исходя из этого, следует сравнить значения производительности обработки при плоском шлифовании торцом и периферией круга.

В первом случае производительность обработки равна: $Q_1 = F \cdot V'_{\text{дет}} = H \cdot l \cdot V'_{\text{дет}}$, где $F = H \cdot l$ – площадь контакта обрабатываемой поверхности (пластины) с рабочей поверхностью торца круга, м²; H , l – соответственно ширина и длина обрабатываемой поверхности, м.

Во втором случае производительность обработки равна: $Q_2 = H \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$.

Между параметрами $V'_{\text{дет}}$ и $V_{\text{дет}}$ для плоского шлифования периферией круга диаметром $D_{\text{кр}}$ существует связь: $V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{4t / D_{\text{кр}}}$. Тогда отношение значений производительности обработки Q_1 и Q_2 равно:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{2 \cdot l}{\sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}}. \quad (5.8)$$

Пример расчета. Для $t = 0,01$ мм; $D_{\text{кр}} = 300$ мм; $l = 10$ мм, имеем $Q_1 / Q_2 = 11,56$. Как видно, схема плоского шлифования торцом круга более производительна. Этим можно объяснить эффективность процесса заточки торцом круга твердосплавных и быстрорежущих инструментов по жесткой схеме. Площадь контакта круга с обрабатываемым инструментом F определяется $F = H \cdot l$. Очевидно, чем больше H и l , тем больше F и соответственно производительность обработки Q .

Добиться такой высокой производительности обработки при шлифовании периферией круга весьма сложно, т.к. при одинаковой ширине шлифования H длина дуги контакта периферии круга с деталью l меньше длины контакта торца круга с деталью. Этим объясняется, что заточка инструментов в основном выполняется по схеме торцового шлифования с применением алмазных кругов [43; 48; 86].

Для реализации процесса заточки важно обеспечить высокую режущую способность алмазного круга на металлической связке, поскольку увеличенная площадь контакта F затрудняет эффективную непрерывную электроэрозионную или электрохимическую правку круга [13; 27; 84]. Необходимо отметить, что в отличие от шлифования периферией круга, при торцовом шлифовании заборным конусом круга глубина шлифования t не влияет на значения F и Q , т.е. схемы торцового многопроходного и глубинного шлифования равносильны по производительности обработки.

Исходя из зависимости (5.4), значительными возможностями в плане повышения производительности обработки располагают схемы врезного шлифования, в частности, твердосплавных пластин на станках типа "Wendt". В данном случае обрабатываемая пластина движется по нормали к торцу алмазного круга. В связи с большой площадью контакта круга с обрабатываемой пластиной существенно увеличивается производительность обработки.

Аналогичная схема шлифования положена в основу заточки инструментов с фиксированной силой прижатия круга и обрабатываемого инструмента. Чем больше площадь обработки, тем выше производительность. Для поддержания скорости V'_{dem} на достаточно высоком уровне используются алмазные круги на органических и керамических связках, работающие в режиме самозатчивания, и алмазные круги на металлических связках, работающие в режиме непрерывной или периодической электроэрозионной или электрохимической правки.

Таким образом, теоретически показано, что эффект увеличения производительности обработки состоит, прежде всего, в увеличении площади контакта круга с обрабатываемой поверхностью. В связи с этим, представляется эффективным использование ленточного, охватывающего шлифования и других кинематических схем обработки, характеризующихся большой площадью контакта круга с обрабатываемой поверхностью.

5.2. Расчет производительности обработки при шлифовании с учетом износа зерен

В работе [34] приведена аналитическая зависимость для определения условного напряжения резания σ , рассматривая режущее зерно в форме сферы радиусом R :

$$\sigma = 3,2 \cdot \left(\frac{R}{a_z} \cdot HV \cdot \tau_{сдв}^2 \right)^{0,33}, \quad (5.9)$$

где a_z – толщина среза, м;

HV , $\tau_{сдв}$ – соответственно твердость (по Виккеру) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м².

В общем случае условное напряжение резания σ равно отношению тангенциальной составляющей силы резания P_z при шлифовании и площади

поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами $S_{мгн} = Q/V_{кр}$, т.е.

$$\sigma = \frac{P_z}{S_{мгн}} = P_z \cdot \frac{Q}{V_{кр}}. \quad (5.10)$$

Толщина среза a_z , равная высоте остальных микронеровностей на обработанной поверхности R_{max} при шлифовании образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга с постоянной скоростью $V_{дет}$ (рис. 2.1,б), определяется из расчетной схемы, приведенной на рис. 5.3:

$$a_z = R - h = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{\bar{b}}{2}\right)^2}, \quad (5.11)$$

где \bar{b} – расстояние между двумя соседними режущими зернами, представленными в виде сферы радиусом R , м.

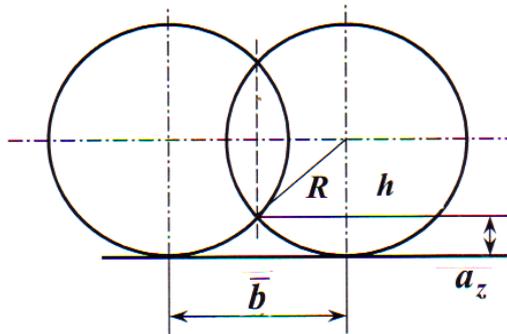


Рис. 5.3. Расчетная схема формирования микронеровностей на обрабатываемой поверхности

Параметр \bar{b} определяется из условия:

$$\bar{b} \cdot n = B, \quad (5.12)$$

где B – ширина шлифования, м;

$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot \frac{a_z}{b_0}$ – количество работающих зерен;

k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²

$\tau = a/V'_{дет}$ – время, за которое обрабатываемая деталь (или круг) переместится в радиальном направлении на величину a_z , с;

$V'_{дет}$ – скорость движения обрабатываемой детали (или круга) в радиальном направлении, м/с.

Отношение a_z/b_0 определяет долю работающих зерен из все зерен, расположенных на рабочей поверхности круга, учитывая разновысотное выступание вершин зерен над уровнем связки круга; b_0 – максимальная высота выступления вершин зерен над уровнем связки.

Из зависимости (5.12) вытекает:

$$\bar{b} = \frac{b_0}{k \cdot a_z^2} \cdot \frac{V'_{dem}}{V_{кр}}. \quad (5.13)$$

Преобразуя зависимость (5.11), имеем:

$$a_z^2 - 2a_z \cdot R + \left(\frac{\bar{b}}{2}\right)^2 = 0. \quad (5.14)$$

Подставляя в зависимость (5.14) зависимость (5.13), получено:

$$a_z^2 - 2a_z \cdot R + \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{b_0}{k}\right)^2 \cdot \frac{1}{a_z^4} \cdot \left(\frac{V'_{dem}}{V_{кр}}\right)^2 = 0. \quad (5.15)$$

Очевидно, первое слагаемое a_z^2 существенно меньше двух остальных слагаемых и им можно пренебречь. Тогда окончательно имеем:

$$a_z = \sqrt[5]{\frac{1}{8 \cdot R} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{dem}}{k \cdot V_{кр}}\right)^2}. \quad (5.16)$$

Как видно, толщина среза a_z тем меньше, чем больше радиус зерна R , поверхностная концентрация k , скорость круга $V_{кр}$ и меньше b_0 и V'_{dem} .

Отношение a_z/R определяется:

$$\frac{a_z}{R} = \sqrt[5]{\frac{1}{8 \cdot R^6} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{dem}}{k \cdot V_{кр}}\right)^2}. \quad (5.17)$$

Подставляя отношение a_z/R в зависимость (5.9), имеем:

$$\sigma = 3,2 \cdot 3 \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot \sqrt[5]{8 \cdot R^6 \cdot \left(\frac{k \cdot V_{кр}}{b_0 \cdot V'_{dem}}\right)^2}}. \quad (5.18)$$

Условное напряжение резания σ тем меньше, чем меньше параметры HV , $\tau_{сдв}$, R , k , $V_{кр}$ и больше b_0 и V_{dem} . Из всех изменяющихся параметров процесса шлифования, определяющих режим резания и характеристики круга, наибольшее влияние на σ оказывает радиус режущей части зерна R .

По мере затупления зерна радиус R увеличивается, что приводит к увеличению условного напряжения резания σ . Следовательно, уменьшить силовую напряженность процесса шлифования можно, прежде всего, уменьшением R за счет своевременного удаления с рабочей поверхности круга затупившихся зерен, применяя эффективные методы непрерывной и периодической правки или обеспечивая устойчивую работу круга в режиме самозатачивания.

Параметр b_0 и k выражаются зависимостями (2.13) и (2.14). Подставляя их в зависимость (5.18), имеем:

$$\sigma = 3,2 \cdot 3 \sqrt{HV \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot 5 \sqrt{20 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^6 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{V'_{дет}}\right)^2}}. \quad (5.19)$$

Исходя из зависимости (5.19), наибольшее влияние на σ оказывают параметры R и \bar{X} : с уменьшением R и увеличением \bar{X} условное напряжение резания σ уменьшается.

Тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания аналитически выражаются:

$$P_z = \sigma \cdot S_{мгн} = 3,2 \cdot 3 \sqrt{HV \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot 5 \sqrt{20 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^6 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{V'_{дет}}\right)^2}} \cdot \frac{Q}{V'_{кр}}, \quad (5.20)$$

$$P_y = \frac{P_z}{k_{рез}} = \frac{1,6}{\sigma_{сж}} \cdot 3 \sqrt{\left[HV \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot 5 \sqrt{20 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^6 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{V'_{дет}}\right)^2} \right]^2} \cdot \frac{Q}{V'_{кр}}, \quad (5.21)$$

где $k_{рез} = 2\sigma_{сж} / \sigma$ – коэффициент резания при шлифовании, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания;

$\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, для сталей $\sigma_{сж} \cong 2 \cdot \tau_{сдв}$.

Как видно, радиальная составляющая силы резания P_y в большей степени зависит от условного напряжения резания σ , чем тангенциальная составляющая силы резания P_z . Следовательно, за счет изменения соотношения R / \bar{X} можно эффективно управлять силой P_y , что предполагает целесообразность применения упругой схемы шлифования с фиксированным радиальным усилием P_y . Производительность обработки Q в этом случае определится из зависимости (5.21):

$$Q = 0,63 \cdot \sigma_{сж} \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{1}{HV} \cdot \sqrt[5]{0,05 \cdot (\bar{X})^6 \cdot \left(\frac{V'_{дем}}{m \cdot V_{кр}} \right)^2} \right]^2} \quad (5.22)$$

Рассматривая $Q = F \cdot V'_{дем}$ (где F – площадь контакта обрабатываемого образца с кругом), из зависимости (5.22) следует, что производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры $V_{кр}$, P_y , \bar{X} и меньше R и m . С увеличением твердости HV и прочности на сдвиг $\tau_{сдв}$ (или на сжатие $\sigma_{сж}$) обрабатываемого материала производительность обработки Q уменьшается.

После преобразования зависимости (5.22) получено:

$$Q = (0,63 \cdot \sigma_{сж} \cdot P_y)^{1,36} \cdot \left(\frac{1}{HV \cdot \tau_{сдв}^2} \right)^{0,91} \cdot \left[0,05 \cdot \left(\frac{\bar{X}}{R} \right)^6 \cdot \frac{1}{F^2 \cdot m^2} \right]^{0,18} \cdot V_{кр} \quad (5.23)$$

Производительность обработки Q линейно связана со скоростью круга $V_{кр}$ и отношением \bar{X}/R . С увеличением P_y производительность обработки Q увеличивается более чем по линейному закону. Однако при этом, в связи с увеличением нагрузки, действующей на зерно, и износа зерна, происходит увеличение радиуса его режущей части R , что может нивелировать увеличение производительности обработки Q и при определенных условиях привести к ее уменьшению. Аналогичная закономерность установлена экспериментально в ряде работ.

Рассматривая условие $\sigma_{сж} = 2 \cdot \tau_{сдв}$, видно, что прочность обрабатываемого материала меньше влияет на производительность обработки Q , чем его твердость HV . Следовательно, чем выше твердость материала, тем хуже его обрабатываемость.

Таким образом, основным условием увеличения производительности обработки Q следует рассматривать уменьшение параметра R за счет своевременного удаления с рабочей поверхности затупившихся зерен. Это позволит почти по линейному закону увеличить производительность обработки Q , увеличивая параметры $V_{кр}$, P_y , \bar{X} .

Тангенциальная P_{z1} и радиальная P_{y1} составляющие силы резания, действующей на отдельное зерно круга, выражаются:

$$P_{z1} = S \cdot \sigma; \quad (5.24)$$

$$P_{y1} = \frac{P_{z1}}{K_{рез}} = \frac{S \cdot \sigma^2}{2 \cdot \sigma_{сж}}, \quad (5.25)$$

где S – площадь поперечного сечения единичного среза (при условии $a_z < R$ можно принять $S = 0,5 \cdot \bar{b} \cdot a_z$, рис. 5.3).

Параметр \bar{b} определяется из зависимости (5.11):

$$\bar{b} = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot a_z \cdot R}. \quad (5.26)$$

Тогда

$$S = \frac{1}{2} \cdot \bar{b} \cdot a_z = a_z \cdot \sqrt{2 \cdot a_z \cdot R}. \quad (5.27)$$

Подставляя зависимости (5.27) и (5.9) в зависимости (5.24) и (5.25) с учетом $\sigma_{сж} = 2 \cdot \tau_{сдв}$, имеем:

$$P_{z1} = 4,5 \cdot a_z^{1,17} \cdot R^{0,83} \cdot HV^{0,33} \cdot \tau_{сдв}^{0,66}; \quad (5.28)$$

$$P_{y1} = 1,1 \cdot a_z^{1,7} \cdot R^{1,17} \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{сдв}^{0,33}. \quad (5.29)$$

Составляющие силы резания P_{z1} и P_{y1} тем больше, чем больше все входящие в зависимости (5.28) и (5.29) параметры. Составляющая силы резания P_{z1} , в большей степени зависит от R .

Подставляя зависимость (5.16) в (5.28) и (5.29), имеем:

$$P_{z1} = 4,5 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр}} \right)^2 \right]^{0,23} \cdot R^{0,6} \cdot HV^{0,33} \cdot \tau_{сдв}^{0,66}; \quad (5.30)$$

$$P_{y1} = 1,13 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр}} \right)^2 \right]^{0,17} \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{сдв}^{0,33}. \quad (5.31)$$

Выражая параметры k и b_0 зависимостями (2.13) и (2.14), получено:

$$P_{z1} = 4,5 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{200 \cdot V'_{дет}}{m \cdot V_{кр}} \right)^2 \right]^{0,23} \cdot \bar{X}^{1,38} \cdot R^{0,6} \cdot HV^{0,33} \cdot \tau_{сдв}^{0,66}; \quad (5.32)$$

$$P_{y1} = 1,13 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{200 \cdot V'_{дет}}{m \cdot V_{кр}} \right)^2 \right]^{0,17} \cdot \bar{X} \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{сдв}^{0,33}. \quad (5.33)$$

Как видно, параметры режима шлифования $V_{кр}$, $V'_{дет}$ и объемная кон-

центрация круга зерен в круге m почти одинаково влияют на составляющие силы резания P_{z1} и P_{y1} . Зернистость круга \bar{X} больше влияет на P_{z1} .

Учитывая, что $P_{z1} < P_{y1}$, важно определить производительность обработки Q с учетом ограничения по предельной силе P_{y1} , обусловленной прочностью зерна на раздавливание. Для этого следует разрешить зависимость (5.33) относительно $V'_{\text{дем}} = Q / F$:

$$Q = 0,014 \cdot m \cdot F \cdot V_{\text{кр}} \cdot \left(\frac{P_{y1}}{1,13 \cdot \bar{X} \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{\text{сдв}}^{0,33}} \right)^3. \quad (5.34)$$

Как видно, производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры m , F , $V_{\text{кр}}$, P_{y1} и меньше \bar{X} , R , HV , $\tau_{\text{сдв}}$. Предельное значение P_{y1} для зерен из синтетических сверхтвердых материалов приблизительно пропорционально зернистости круга \bar{X} , т.е. $P_{y1} = \alpha \cdot \bar{X}$, тогда зависимость (5.34) примет вид:

$$Q = 0,014 \cdot m \cdot F \cdot V_{\text{кр}} \cdot \left(\frac{\alpha}{1,13 \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{\text{сдв}}^{0,33}} \right)^3. \quad (5.35)$$

Коэффициент α , по сути, определяет марку алмаза. Чем прочнее алмаз, тем больше α и производительность обработки Q .

Зернистость круга \bar{X} в зависимость (5.35) не входит. Основной эффект увеличения производительности обработки Q обусловлен уменьшением радиуса режущей кромки зерна R .

5.3. Определение условий повышения производительности обработки при алмазном шлифовании

Вопросу обоснования путей повышения производительности обработки при алмазном шлифовании в научно-технической литературе уделяется большое внимание. Существуют различные подходы к расчету производительности обработки, однако они не позволяют в полной мере выявить потенциальные возможности алмазного шлифования [33; 51; 86; 90]. Поэтому ниже рассмотрены некоторые подходы к расчету производительности обработки и выявленные на их основе условия повышения эффективности шлифования.

Если снимаемый припуск детали, движущейся со скоростью $V_{дет}$, представить пакетом бесконечно тонких слоев, входящих в рабочую поверхность круга под разными углами α_i (рис. 5.4), то между скоростями $V'_{дет}$ и $V_{дет}$ существует связь

$$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha_i, \quad (5.36)$$

где α_i – угол между векторами скоростей $V'_{дет}$ и $V_{дет}$.

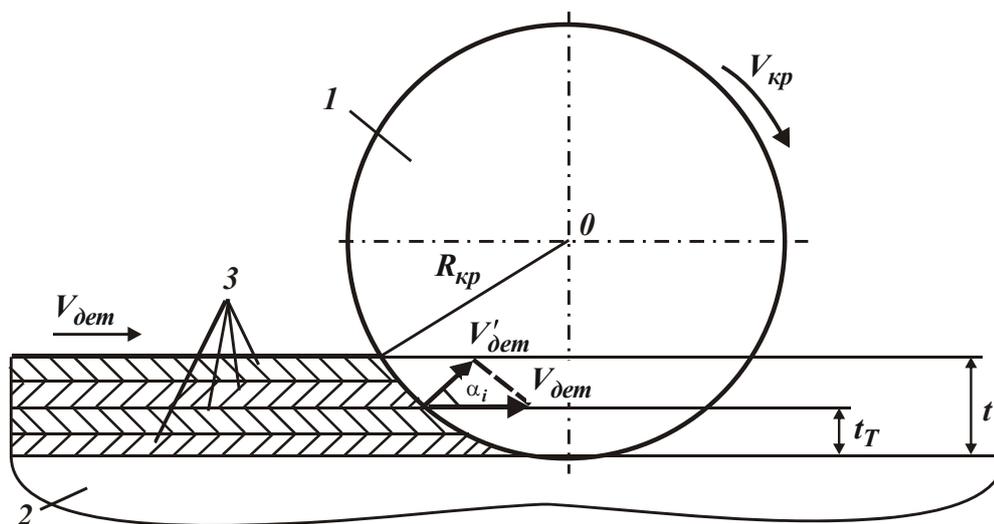


Рис. 5.4. Расчетная схема шлифования:

1 – круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – слои снимаемого припуска

Максимальная толщина среза H_{max} определяется [73]:

$$H_{max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \cos \alpha_i}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр}}}, \quad (5.37)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация круга;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна;

z – безразмерный коэффициент, учитывающий глубину «утопания» режущих зерен в связку алмазного круга в процессе шлифования (для алмазных кругов на металлических связках, когда практически отсутствует «утопание» зерен в связку, $z \cong 1$; для алмазных кругов на органических связках, когда «утопание» зерен возможно, $z > 1$).

Как видно, параметр H_{max} тем больше, чем меньше угол α_i . Следовательно, наибольшее значение параметра H_{max} достигается при срезе перифе-

рийного слоя, угол входа которого в рабочую поверхность круга наименьший (табл. 5.1).

Таблица 5.1

Значения $\cos \alpha_i$

α_i , град	0	45	70	80	85	89	90
$\cos \alpha_i$	1,0	0,75	0,342	0,174	0,0872	0,0175	0

Угол α_i может быть выражен через координату t_T (после несложных тригонометрических преобразований, рис. 5.4):

$$\cos \alpha_i = \frac{\sqrt{(2 \cdot R_{кр} - t_T) \cdot t_T}}{R_{кр}}, \quad (5.38)$$

где $R_{кр}$ – радиус круга, м.

При условии $t_T \ll 2R_{кр}$ справедливо:

$$\cos \alpha_i = \sqrt{\frac{2 \cdot t_T}{R_{кр}}} \quad (5.39)$$

и значение угла α_i определяется соотношением $t_T / R_{кр}$ (табл. 5.2).

Таблица 5.2

Значения угла α_i

$t_T / R_{кр}$	0	0,002	0,005	0,01	0,1	0,2
α_i , град	90	87	84	82	63	50

При условии $t_T = R_{кр}$ угол $\alpha_i = 0$ и максимальная толщина среза, равная H_{max} , согласно зависимости (5.37), принимает наибольшее значение. Данное условие выполняется при шлифовании образца, движущегося по нормали к периферии или торцу круга. Если образец движется асимметрично к периферии круга, т.е. $\alpha_i > 0$, то максимальная толщина среза H_{max} будет меньше.

Исходя из зависимости (5.37), с уменьшением $\cos \alpha_i$ (т.е. увеличением угла α_i) скорость детали $V_{дет}$ может быть увеличена при заданных значениях H_{max} , γ , m , z и $V_{кр}$. Данная тенденция изменения $V_{кр}$ установлена экспериментально. Например, установлено, что при шлифовании торцом алмазного круга детали, движущейся по нормали к кругу, ее наибольшая скорость

равна $V_{кр} = 2$ мм/мин. При плоском шлифовании периферией алмазного круга той же детали с глубиной шлифования $t = 0,5$ мм скорость детали достигает значения $V_{кр} \approx 500$ мм/мин. Как видно, отличие скоростей составляет 250 раз. Исходя из зависимости (5.39), при $t_T = 0,5$ мм и $R_{кр} = 150$ мм; $t_T / R_{кр} = 0,0033$; $\alpha_i = 85^\circ$; $\cos \alpha_i = 0,0816$.

Отношение $\cos 0^\circ / \cos 85^\circ = 12,3$, т.е. скорости отличаются для двух рассматриваемых случаев в 12,3 раза.

Следовательно, имеет место приблизительно 20-кратное расхождение экспериментальных и расчетных данных. Это может быть обусловлено тем, что при плоском шлифовании параметр H_{max} больше, чем при торцевом шлифовании. Учитывая то, что $H_{max} \equiv \sqrt[3]{V_{дем}}$, 20-кратное расхождение скоростей детали вызывает расхождение значений H_{max} всего в 2,7 раза, т.е. значительное изменение $V_{дем}$ ведет к незначительному изменению H_{max} .

Уменьшение H_{max} при торцевом шлифовании может быть связано, во-первых, с относительно большой площадью контакта круга с деталью и необходимостью создания значительного радиального усилия (шлифование осуществляется по упругой схеме). Во-вторых, с образованием длинных одинаковых по толщине срезов, тогда как при плоском шлифовании образуются срезы переменной толщины, и процесс резания характеризуется меньшей силовой напряженностью. Используя зависимость (5.37) для определения производительности шлифования $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t_T$, получено:

$$Q = \frac{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3 \cdot t_T \cdot B}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \cos \alpha_i} \quad (5.40)$$

где B – ширина шлифования, м.

Производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры m , z , $V_{кр}$, H_{max} , B , γ , α_i и меньше \bar{X} .

Иными словами, чем больше длина дуги контакта круга с деталью (определяемая параметром t_T), максимальная толщина среза H_{max} (допускаемая, исходя из прочностных свойств зерен и связки круга) и угол входа обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга α_i , тем больше производительность обработки Q . Из этого следует, что для увеличения производительности обработки Q необходимо использовать схему шлифования с

асимметричным расположением детали по отношению к кругу. В данном случае параметр t_T определяет глубину шлифования t . Тогда с учетом зависимостей (5.39) и (5.40) производительность обработки Q определяется:

$$Q = \frac{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3 \cdot B}{100 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{t \cdot R_{кр}}. \quad (5.41)$$

Исходя из зависимости (5.41), увеличить Q можно увеличением глубины шлифования t , уменьшая $V_{дет}$ по зависимости:

$$V_{дет} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{100 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}. \quad (5.42)$$

Это условие обеспечивает шлифование с одинаковой максимальной толщиной среза H_{max} , т.е. с одинаковой силовой напряженностью режущих зерен – с интенсивностью их износа.

По физической сути параметр H_{max} равен толщине среза отдельным зерном (глубине внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал)

$$a_z = \sqrt{\frac{2 \cdot P_1}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}}, \quad (5.43)$$

где P_1 – радиальная нагрузка, действующая на зерно, Н;

HV – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу, Н/м².

Следовательно, параметр $H_{max} = a_z$ тем больше, чем больше радиальная нагрузка P_1 , действующая на зерно, и меньше угол при вершине конусообразного зерна 2γ и твердость обрабатываемого материала HV . В пределе нагрузка P_1 равна прочности режущего зерна на раздавливание. Как известно, наибольшими значениями P_1 характеризуются сверхтвердые материалы: природный и синтетический алмазы. С увеличением зернистости предельная нагрузка P_1 увеличивается.

Абразивные материалы характеризуются меньшими значениями P_1 . Кроме того, углы заострения абразивных зерен 2γ больше. Поэтому толщина среза отдельным зерном a_z меньше. Добиться увеличения a_z можно за счет непрерывного разрушения зерен в процессе шлифования и обеспечения остроты режущих кромок, не допуская образования на зернах площадок износа, т.е. за счет уменьшения угла γ . Чем интенсивнее процесс разрушения абразивных зерен, тем меньше угол γ , больше параметр $H_{max} = a_z$ и соот-

ответственно производительность обработки. При резании алмазными зернами (характеризуемыми большими значениями P_1) важно обеспечить прочное удержание их на рабочей поверхности инструмента. Применение, например, органических связок допускает "утопание" в них зерен. В результате возникающая при резании радиальная составляющая силы резания, действующая на зерно, меньше предельной силы P_1 , определяющей прочность зерна на раздавливание. Следовательно, прочностные свойства режущего зерна используются не полностью. Применение металлических связок обеспечивает более прочное удержание зерна в инструменте. Радиальная составляющая силы резания, действующая на зерно, может достигать предельного значения P_1 , в результате толщина среза отдельным зерном a_z и соответственно производительность обработки Q увеличатся.

Применяя прочные металлические связки, необходимо обеспечить своевременное удаление с рабочей поверхности инструмента (круга) затупившихся и разрушенных алмазных зерен, подключение в работу новых зерен. Для этого эффективно использовать электрофизикохимические методы правки, основанные на электроэрозионном (термическом) разрушении или электрохимическом растворении металлических связок. В результате прочность удержания в связке зерен уменьшается, и они выпадают из круга. Регулируя интенсивность разрушения связки, можно регулировать степень затупления зерен (по сути, углом γ) и параметром $H_{max} = a_z$, обеспечивая непрерывное поддержание в процессе шлифования высокой режущей способности алмазного круга. С учетом зависимости (5.43), зависимости (5.41) и (5.42) примут вид:

$$Q = \frac{6 \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot B}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \text{tg}^2 \gamma} \cdot \sqrt{t \cdot R_{кр}} \cdot \sqrt{\left(\frac{P_1}{\pi \cdot HV}\right)^3}; \quad (5.44)$$

$$V_{дет} = \frac{6 \cdot m \cdot z \cdot V_{кр}}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \text{tg}^2 \gamma} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}} \cdot \sqrt{\left(\frac{P_1}{\pi \cdot HV}\right)^3}. \quad (5.45)$$

Исходя из зависимости (5.44), важнейшим условием увеличения производительности обработки Q следует рассматривать уменьшение угла γ , который входит во второй степени. Для этого необходимо обеспечить режим самозатачивания круга (интенсивного износа круга) или применять методы непрерывной правки круга.

Производительность обработки Q можно определить другим путем:

$$Q = \frac{\mathcal{G}}{\tau}, \quad (5.46)$$

где \mathcal{G} – объем снятого материала, м³;

τ – время обработки, с.

Рассматривая объем снятого материала $\mathcal{G} = S \cdot l \cdot n$ (где S – площадь поперечного сечения среза отдельным зерном, м²; l – длина единичного среза, м; n – число зерен, проконтактировавших с обрабатываемым материалом за время τ), с учетом соотношений $S = 0,5 \cdot H_{max}^2$; $l = l_0 + V_{дет} \cdot \tau$; $\tau_0 = l_0 / V_{кр}$;

$l_0 = \sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - t)^2} \approx \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$ (где l_0 – длина дуги контакта круга с деталью, м; τ_0 – время контакта зерна с обрабатываемым материалом, с, рис. 5.5),

а также с учетом соотношений $n = n_0 \cdot \frac{H_{max}}{b} = k \cdot L \cdot B \cdot \frac{H_{max}}{b}$ (где $L = V_{кр} \cdot \tau$ – длина рабочей поверхности круга, проконтактировавшая с обрабатываемым материалом за время τ , с; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²; b – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга, м), получено:

$$Q = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^3}{b} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}} \cdot (V_{кр} + V_{дет}) \cdot k \cdot B. \quad (5.47)$$

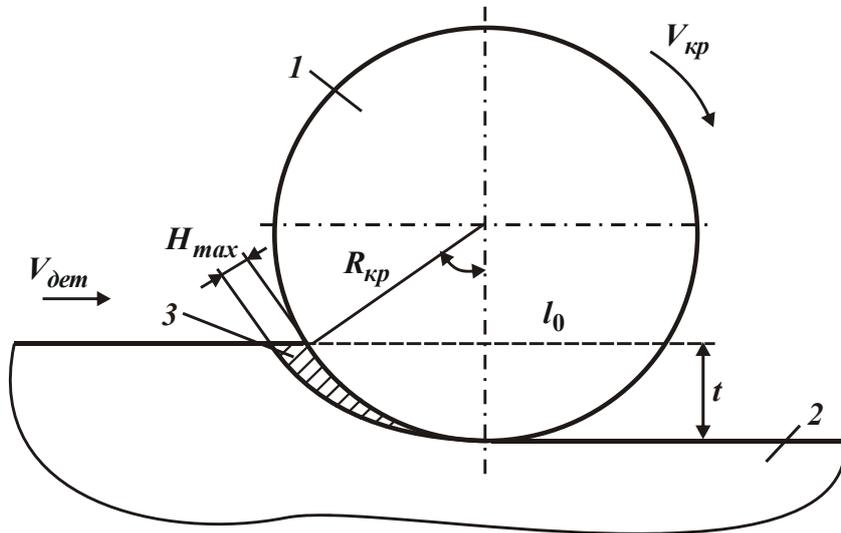


Рис. 5.5. Расчетная схема шлифования:

1 – круг; 2 – деталь; 3 – запрятообразная форма среза.

Для анализа зависимости (5.47) следует преобразовать ее с учетом $t = \frac{Q}{B \cdot V_{дет}}$ к виду:

$$Q = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^6}{b^2} \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot B \cdot \frac{(V_{кр} + V_{дет})^2}{V_{дет}}. \quad (5.48)$$

С увеличением скорости детали $V_{дет}$ производительность обработки Q изменяется по экстремальной зависимости: в диапазоне $0 < V_{дет} < V_{дет}^*$ – производительность обработки Q уменьшается, а в диапазоне $V_{дет} > V_{дет}^*$ – увеличивается. При достижении условия $V_{дет} = V_{дет}^*$ имеет место минимум производительности обработки Q (рис. 5.6,а).

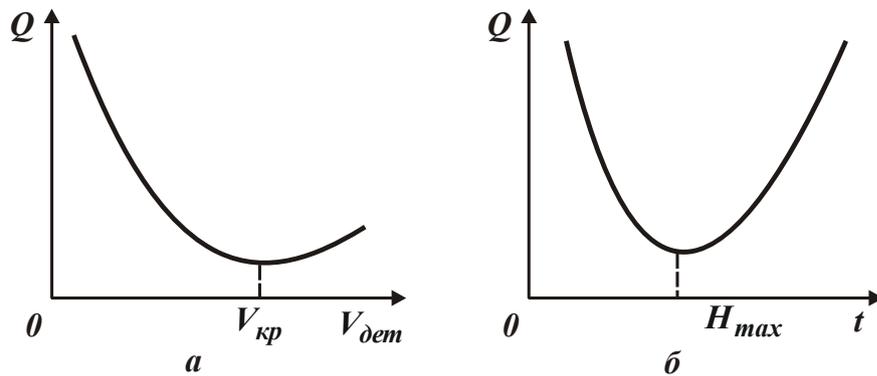


Рис. 5.6. Зависимости Q от $V_{дет}$ (а) и t (б)

Для определения экстремального значения $V_{дет}$ следует продифференцировать зависимость (5.48) по скорости детали $V_{дет}$ и производную приравнять к нулю, откуда получено: $V_{дет} = V_{дет}^*$.

Минимальное значение производительности обработки Q можно определить, подставляя в зависимость (5.48) значение $V_{дет} = V_{дет}^*$:

$$Q = 2 \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{H_{max}^6}{b^2}. \quad (5.49)$$

Таким образом установлено, что для высокопроизводительного шлифования необходимо скорость детали $V_{дет}$ принимать или меньше, или больше скорости круга. Чем больше отличие значений $V_{дет}$ и $V_{дет}^*$, тем больше производительность обработки Q . При этом глубину шлифования t необходимо устанавливать в соответствии с зависимостью $t = \frac{Q}{B \cdot V_{дет}}$.

Представляя соотношение $(V_{дет} + V_{кр})^2 / V_{дет}$ в виде $(1 + N)^2 / N$ (где $N = V_{дет} / V_{кр}$), в табл. 5.3 приведены расчетные значения этого соотноше-

ния. С уменьшением N , начиная с $N=1$, соотношение $(1+N)^2 / N$ увеличивается почти по линейной зависимости. С увеличением N , начиная с $N=1$, соотношение $(1+N)^2 / N$ также увеличивается, однако с меньшей интенсивностью, чем в диапазоне $N < 1$. Следовательно, предпочтительно обработку производить в диапазоне $N < 1$. Этим можно объяснить эффективность применения многопроходного шлифования, выполняемого при значении $N \approx 0,01$, и глубинного шлифования (при $N < 0,001$), которые обеспечивают увеличение производительности обработки Q соответственно в 25 и 250 раз.

Таблица 5.3

Расчетные значения $(1+N)^2 / N$

N	0,001	0,01	0,1	1	2	3	4	10
$(1+N)^2 / N$	1000	100	12,1	4	4,5	5,3	6,3	12,1
	Глубинное шлифование	Многопроходное шлифование		Нулевой уровень				

Глубина шлифования $t = \frac{Q}{B \cdot V_{дет}}$ с учетом зависимости (5.48) равна:

$$t = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^6}{b^2} \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot \frac{(V_{кр} + V_{дет})^2}{V_{дет}^2} \quad (5.50)$$

или

$$t = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^6}{b^2} \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot \frac{(1+N)^2}{N^2} \quad (5.51)$$

Таблица 5.4

Расчетные значения $(1+N)^2 / N^2$

N	0	0,001	0,01	0,1	1	2	3	4	10
$(1+N)^2 / N^2$	∞	10^6	10^4	121	4	2,25	1,8	1,6	1,2

Исходя из табл. 5.4, с увеличением N глубина шлифования t однозначно уменьшается, причем, более интенсивно в диапазоне $N < 1$. При условии $N \rightarrow \infty$ соотношение $(1+N)^2 / N^2$ стремится к единице.

Длина единичного среза l , определяемая зависимостью:

$$l = l_0 \cdot (1+N). \quad (5.52)$$

При значении $N = 1$, т.е. в точке минимума производительности обработки Q , длина единичного среза l в 2 раза больше длины дуги контакта круга с деталью l_0 .

При условии $N \rightarrow 0$ ($V_{дет} \rightarrow 0$) справедливо $l = l_0$, а при условии $N \rightarrow \infty$ ($V_{дет} > V_{кр}$) справедливо $l \rightarrow \infty$.

Приведенное решение согласуется с решением, полученным с учетом вероятности участия зерен в резании при шлифовании (рис. 5.6,б [102]). Исходя из рис. 5.6,б, производительность обработки Q изменяется по экстремальной зависимости, минимум производительности обработки Q достигается при условии $t = H_{max}$, тогда как в приведенном выше решении – при условии $V_{дет} = V_{кр}$. Поэтому решение, показанное на рис. 5.6,б, следует рассматривать более точным.

5.4. Повышение производительности обработки при круглом внутреннем алмазном шлифовании твердосплавных вставок

При шлифовании твердосплавных изделий эффективно применять алмазные круги на органических связках, работающие в режиме самозатачивания, и алмазные круги на металлических связках, работающие в режиме алмазно-искрового шлифования, при котором в зону резания вводится дополнительная энергия в форме электрических разрядов, обеспечивающая высокую режущую способность круга и соответственно высокую производительность обработки [5; 11; 62]. В связи с этим, актуальной задачей является проведение экспериментальных исследований и сравнение процессов круглого внутреннего обычного алмазного и алмазно-искрового шлифования круглых вставок из твердого сплава ВК15 алмазными кругами на прочной металлической связке М2-01 и органической связке В2-01 на модернизированном под алмазно-искровое шлифование внутришлифовальном станке [10].

Установленный экспериментально характер изменения производительности обработки Q и относительного расхода алмаза q во времени при обычном алмазном шлифовании показан на рис. 5.7 [10]. Как видно, производительности обработки Q с течением времени обработки τ для алмазного круга на металлической связке непрерывно уменьшается, а для алмазного круга на органической связке – первоначально уменьшается, затем фактиче-

ски стабилизируется. Производительность обработки Q кругом на органической связке В2-01 выше, чем кругом на металлической связке М2-01. Относительный расход алмаза q при шлифовании кругом на металлической связке М2-01 увеличивается во времени, а при шлифовании кругом на органической связке В2-01 первоначально уменьшается, затем стабилизируется. Применение металлической связки круга обеспечивает меньший относительный расход алмаза.

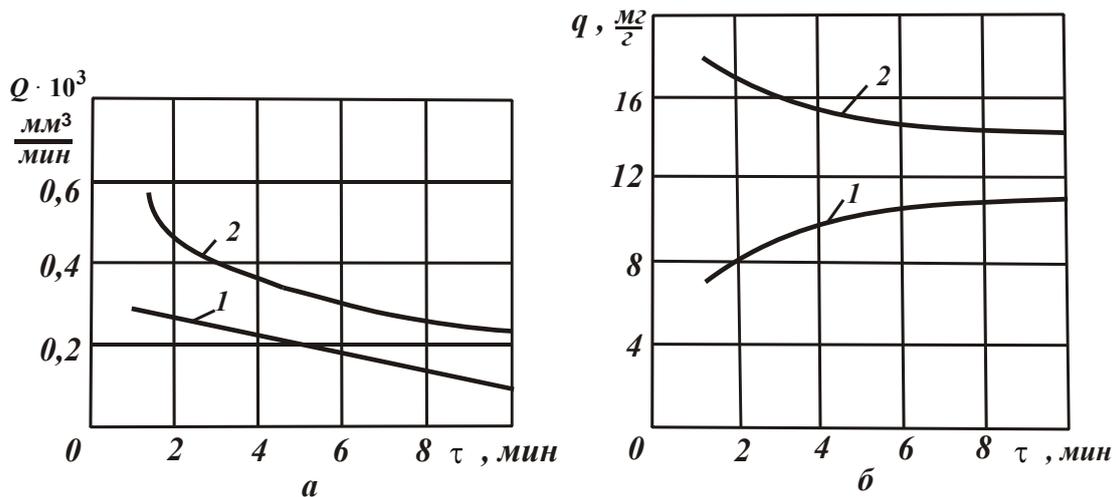


Рис. 5.7. Зависимость производительности обработки Q (а) и относительного расхода алмаза q (б) от времени шлифования τ :

$$V_{кр} = 23 \text{ м/с}; S_{ноп} = 0,3 \text{ мм/мин}; V_{дет} = 60 \text{ м/мин}; S_{пр} = 3,2 \text{ м/мин};$$

1 – металлическая связка М2-01; 2 – органическая связка В2-01

Важно оценить степень затупления зерен круга при шлифовании, используя безразмерный коэффициент $\eta = x/H$, который можно определить по зависимости [102]:

$$\eta = 3 \sqrt[3]{\frac{M}{q \cdot Q}}, \quad (5.53)$$

где M – размерный коэффициент, определяемый расчетно-экспериментальным путем (для шлифования твердого сплава ВК15 значение $M = 393 \frac{\text{мм}^3}{\text{мин}} \cdot \frac{\text{мг}}{\text{г}}$).

В табл. 5.5 приведены значения произведения параметров $q \cdot Q$, полученные исходя из рис. 5.7, а в табл. 5.6 – рассчитанные по зависимости (5.53) значения безразмерного коэффициента η .

Таблица 5.5

Значения произведения параметров $q \cdot Q$ в $\frac{\text{мм}^3}{\text{мин}} \cdot \frac{\text{МГ}}{\text{Г}}$

Время обработки τ , мин	2	4	8	10
Связка М2-01	2 100	2 000	1 648	1 155
Связка В2-01	7 285	5 250	3 020	3 020

Таблица 5.6

Расчетные значения безразмерного коэффициента η

Время обработки τ , мин	2	4	8	10
Связка М2-01	0,54	0,55	0,59	0,62
Связка В2-01	0,36	0,4	0,44	0,44

Как следует из приведенных таблиц, с течением времени обработки τ произведение параметров $q \cdot Q$ для алмазного круга на металлической связке М2-01 непрерывно уменьшается, а для круга на органической связке В2-01 – первоначально уменьшается, затем стабилизируется. Безразмерный коэффициент η для алмазного круга на металлической связке М2-01 непрерывно увеличивается, а для круга на органической связке В2-01 первоначально увеличивается, затем остается неизменным. При этом значения η для круга на металлической связке М2-01 больше, чем для круга на органической связке В2-01. Этим объясняется то, что через 10 минут шлифования алмазным кругом на металлической связке фактически отсутствует сьем материала, производительность обработки стремится к нулю.

Таким образом показано, что снижение производительности обработки обусловлено увеличением безразмерного коэффициента η вследствие затупления зерен круга: чем он больше, тем меньше производительность обработки. Органическая связка В2-01 обеспечивает самозатачивание круга, о чем свидетельствует стабилизация во времени безразмерного коэффициента η и соответственно параметров q и Q . Алмазный круг на металлической связке М2-01 быстро теряет режущую способность и работает в режиме затупления. Следовательно, для эффективного использования алмазного круга на прочной металлической связке М2-01 его необходимо непрерывно править в процессе обработки, что достигается применением алмазно-искрового шлифования.

На рис. 5.8 приведены экспериментальные данные производительности

обработки Q и относительного расхода алмаза q , полученные при внутреннем алмазно-искровом шлифовании твердого сплава ВК15 с использованием для правки алмазного круга источника постоянного тока. Как следует из рис. 5.8, при алмазно-искровом шлифовании производительность обработки Q (при силе тока $I=20\text{А}$) незначительно изменяется во времени, тогда как при обычном алмазном шлифовании ($I=0$) непрерывно уменьшается в связи с потерей режущей способности алмазного круга на металлической связке М2-01. Относительный расход алмаза q при значениях $I=0$ и $I=20\text{А}$ увеличивается во времени. В табл. 5.7 приведены значения произведения параметров $q \cdot Q$, полученные с использованием экспериментальных данных, приведенных на рис. 5.8.

Таблица 5.7

Значения произведения параметров $q \cdot Q$ в $\frac{\text{мм}^3}{\text{мин}} \cdot \frac{\text{мг}}{\text{г}}$

Время обработки τ , мин	2	4	8	10
$I = 0$	2 100	2 000	1 648	1 155
$I = 20\text{А}$	2 200	2 300	2 400	2 535

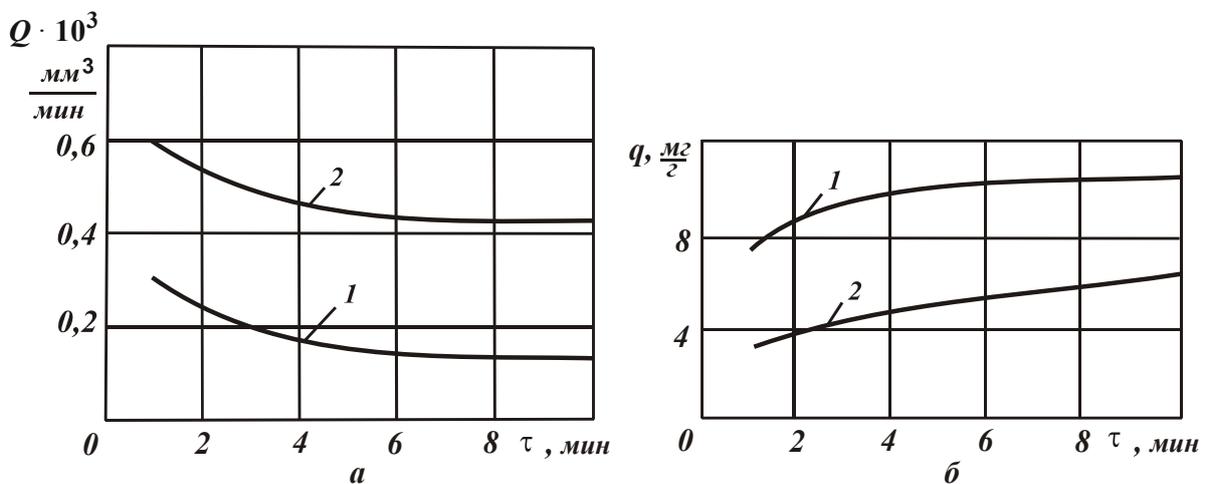


Рис. 5.8. Зависимость производительности обработки Q (а) и относительного расхода алмаза q (б) от времени шлифования τ : $V_{кр} = 23 \text{ м/с}$;

$S_{non} = 0,3 \text{ мм/мин}$; $V_{дет} = 60 \text{ м/мин}$; $S_{np} = 3,2 \text{ м/мин}$; 1 – $I = 0$; 2 – $I = 20\text{А}$

Из табл. 5.7 следует, что с течением времени обработки τ произведение параметров $q \cdot Q$ при значении $I=20\text{А}$ увеличивается. Согласно зависимости (5.53), это ведет к уменьшению (с затуханием) безразмерного коэффициента η .

Следовательно, при значении $I=0$ безразмерный коэффициент η во времени увеличивается (т.к. алмазный круг работает в режиме затупления), а при значении $I=20A$ уменьшается, стремясь к стабилизации. С физической точки зрения это означает, что уменьшается величина линейного износа зерна x до момента его выпадения из связки круга, вследствие чего зерно становится острее и интенсивность съема материала возрастает. Своевременному удалению изношенных зерен из связки алмазного круга способствует непрерывное электроэрозионное воздействие на металлическую связку круга от возникающих электрических разрядов, которые приводят к термическому разрушению (выжиганию) металлической связки, понижению ее уровня и непрерывному вскрытию новых алмазных зерен.

Таким образом показано, что в отличие от обычного алмазного шлифования кругом на металлической связке М2-01, когда зерна с течением времени полностью затупляются ($\eta \rightarrow 1$) и съем обрабатываемого материала практически прекращается, при алмазно-искровом шлифовании в результате уменьшения безразмерного коэффициента $\eta \rightarrow 0$ обеспечивается высокая режущая способность круга, увеличивается производительность обработки и снижается относительный расход алмаза. Следовательно, введение в зону резания дополнительной электрической энергии в форме электрических разрядов необходимо рассматривать важным фактором интенсификации процесса шлифования алмазными кругами на прочных металлических связках.

5.5. Определение оптимальных условий шлифования по критерию максимально возможной производительности обработки

Оценку возможностей повышения производительности обработки при шлифовании $Q_{тек}(\tau)$ можно произвести по зависимости, полученной на основе решения уравнения баланса перемещений в технологической системе с учетом начального перемещения y_0 [112]:

$$Q_{тек}(\tau) = Q_0 - (Q_0 - c \cdot y_0 \cdot \lambda) \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot B}\right), \quad (5.54)$$

где $Q_0 = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – производительность обработки, м³/с;

B – ширина шлифования, м;

$V_{дет}$ – скорость детали, м/с;

t – глубина шлифования, м;

τ – время обработки, с;

c – жесткость технологической системы, Н/м;

λ – удельная интенсивность съема материала, $\text{м}^3/(\text{с}\cdot\text{Н})$;

$D_{дет}$ – диаметр детали, м.

Величина упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, и радиальная составляющая силы резания P_y определяются зависи-

мостью $y = \frac{\sigma \cdot Q_{тек}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$; $P_y = c \cdot y$, где σ – условное напряжение резания, $\text{Н}/\text{м}^2$

(энергоемкость обработки); $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с. Как

следует из рис. 5.9, построенного на основе приведенных зависимостей, характер изменения параметров $Q_{тек}$, y и P_y с течением времени обработки τ зависит от величины y_0 .

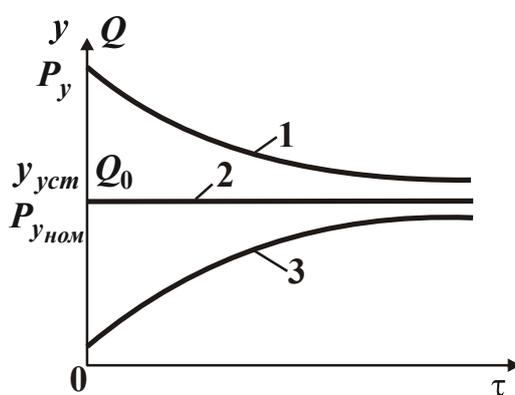


Рис. 5.9. Примерные зависимости параметров $Q_{тек}$, y и P_y от τ

Показанные на рис. 5.9 величины $y_{уст}$ и $P_{уном}$ определяют установившиеся во времени τ значения y и P_y . При условии $y_{уст} > y_0$ параметры $Q_{тек}$, y и P_y увеличиваются во времени, асимптотически приближаясь соответственно к значениям: Q_0 , $y_{уст}$ и $P_{уном}$. При условии $y_{уст} = y_0$ параметры $Q_{тек}$, y и P_y остаются неизменными с течением времени обработки и принимают значения Q_0 , $y_{уст}$ и $P_{уном}$. При условии $y_{уст} < y_0$ параметры $Q_{тек}$,

y и P_y уменьшаются с течением времени обработки, асимптотически приближаясь соответственно к значениям Q_0 , $y_{уст}$ и $P_{уном}$. В зависимости от величины y_0 из приведенных выше зависимостей вытекают три принципиальных решения (рис. 5.9): $Q_{тек} > Q_0$ (1); $Q_{тек} = Q_0$ (2); $Q_{тек} < Q_0$ (3). Как видно, увеличить производительность обработки $Q_{тек} > Q_0$ при условии $y_0 > Q_0 / c \cdot \lambda$ можно, реализуя условие $y_0 = \Pi$, где Π – величина снимаемого припуска, м. При условии $Q_{тек} = Q_0$ будет протекать устойчивый во времени процесс шлифования. Для этого необходимо создать в технологической системе натяг величиной $y_0 = Q_0 / c \cdot \lambda$ или обработку осуществлять по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием $P_y = Q_0 / \lambda$. Для обеспечения постоянства во времени параметра λ необходимо использовать эффективную правку круга.

Из приведенных зависимостей и рис. 5.9 следует, что добиться существенного уменьшения параметра y (повышения точности обработки) можно за счет выполнения условия $y_0 > y_{уст} = 0$, т.е. осуществляя обработку по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе y_0 . При этом обеспечивается наибольшая производительность обработки $Q_{тек}$. Причем, с увеличением y_0 производительность обработки $Q_{тек}$ увеличивается.

Основным условием повышения производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ при условии $y_0 < Q_0 / c \cdot \lambda$ является увеличение λ . Параметр λ (без учета трения связки круга с обрабатываемым материалом) определяется:

$$\lambda = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot HV \cdot R} \right)^2}, \quad (5.55)$$

где $\tau_{сдв}$, HV – соответственно предел прочности на сдвиг и твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м²;

a_z – толщина среза отдельным зерном круга, м;

R – радиус округления режущей части зерна, м.

Из зависимости (5.55) следует, что увеличить параметр λ можно увеличением скорости круга $V_{кр}$ и отношения a_z / R . Чем больше $\tau_{сдв}$ и HV , тем меньше λ и хуже обрабатываемость материала. Твердость материала HV в большей мере влияет на параметр λ , чем прочность материала $\tau_{сдв}$. С учетом преобразований соотношения a_z / R , зависимость (5.55) принимает вид

$$\lambda = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}, \text{ где } \eta = \sqrt{\frac{0,5\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y1}}} - \text{ безразмерный коэффициент,}$$

определяющий степень затупления зерна, изменяется в пределах $0 \dots 1$ (для острого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$); 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна; P_{y1} – радиальная составляющая силы резания, действующая на зерно, Н; x – величина линейного износа зерна, м.

Увеличить параметр λ можно путем уменьшения безразмерного коэффициента η за счет уменьшения x и увеличения P_{y1} , т.е. за счет поддержания в процессе шлифования высокой остроты режущих зерен и применения алмазных кругов на металлических связках с прочными алмазными зёрнами. Производительность обработки $Q_{тек} > Q_0$, соответствующая условию $Q_{тек} = Q_0$ (рис. 5.9), определяется:

$$Q_{тек} = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}. \quad (5.56)$$

Повысить производительность обработки $Q_{тек} > Q_0$ можно увеличением параметров $V_{кр}$, P_y и $(1 - \eta)$, т.е. применением скоростного, силового (глубинного) шлифования, в том числе с непрерывной эффективной правкой круга. Последний фактор играет определяющую роль при шлифовании материалов повышенной твердости, поскольку увеличение параметра HV приводит к уменьшению величины $(1 - \eta)$ и производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ в соответствии с зависимостью (5.56), из которой также следует, что уменьшить P_y при фиксированной производительности $Q_{тек} > Q_0$ можно уменьшением безразмерного коэффициента $\eta \rightarrow 0$.

Исходя из полученного решения, определены условия образования микросколов зерен (с учетом $\eta \rightarrow 0$) на основе расчета максимального касательного напряжения, возникающего в зерне

$$\tau_{max} = \frac{16 \cdot P_{y1}}{x^2} \cdot (1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3, \quad (5.57)$$

где $K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}} \cdot (1 - \eta)$ – коэффициент шлифования;

$\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м².

Как следует из зависимости (5.57), произведение $(1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3$ увели-

чивается с увеличением коэффициента шлифования $K_{ш}$ (табл. 5.8).

Таблица 5.8

Расчетные значения произведения $(1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3$

$K_{ш}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5
$(1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3$	0	0,00081	0,005	0,013	0,031

Следовательно, по мере износа зерна (увеличения величины x) максимальное касательное напряжение τ_{max} уменьшается, причем, интенсивнее с увеличением твердости обрабатываемого материала HV . Обеспечить увеличение τ_{max} и таким образом протекание устойчивого процесса микроразрушения режущих зерен при шлифовании можно увеличением силы P_{y1} , действующей на зерно, и применением непрерывной правки круга для удаления затупленных зерен с его рабочей поверхности (с предельной величиной x , определяемой из условия $\tau_{max} = \tau_{сдв.зерна}$), что особенно важно при шлифовании алмазными кругами на высокопрочных металлических связках.

5.6. Экономическая оценка условий повышения технологической подготовки производства

Решение проблемы повышения эффективности производства и создания конкурентоспособной машиностроительной продукции требует широкого применения прогрессивных наукоемких технологий, обеспечивающих существенное повышение производительности труда, улучшения качества и снижения себестоимости изготовленной продукции [41; 42; 117]. При технологической подготовке производства необходимо использовать условие оптимальной себестоимости изготовленной продукции, которая с учетом изменяющихся статей затрат для металлообрабатывающего производства математически описывается [110]:

$$C = N \cdot \tau \cdot S_1 \cdot k + M \cdot Ц + S_2 \cdot P \cdot \tau, \quad (5.58)$$

где N – количество обработанных деталей, шт.;

M – количество использованных инструментов, шт.;

$\tau = z \cdot \tau_0$ – норма времени на обработку одной детали, час;

τ_0 – основное время обработки одной детали, час;

z – коэффициент, учитывающий долю вспомогательного времени на обработку одной детали относительно основного времени;

S_1 – тарифная ставка рабочего, грн/час;

k_D – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления (налоги) на заработную плату рабочего;

C – цена одного инструмента, грн;

S_2 – стоимость единицы электроэнергии, грн;

P – потребляемая мощность процесса, кВт.

В зависимости (5.58) учтены три основные составляющие затрат, связанные с заработной платой рабочего, стоимостью инструментов и потребляемой энергии при обработке на станке. Преобразуя зависимость (5.58) с учетом отношений:

$$M = \frac{N \cdot \tau_o}{T}; \quad t_0 = \frac{g}{Q}; \quad P = \mathcal{E} \cdot Q; \quad C_0 = \frac{C}{n_1 \cdot g}, \quad (5.59)$$

получено:

$$C_0 = \frac{S_1 \cdot z \cdot k_D}{Q} + \frac{C}{Q \cdot T} + S_2 \cdot \mathcal{E}, \quad (5.60)$$

где T – период стойкости инструмента до его полного износа, час;

g – объем металла, снимаемого при обработке с одной детали, м³;

Q – производительность обработки, м³/час;

\mathcal{E} – энергоемкость обработки, Дж/м³ (или Вт·час/м³);

C_0 – затраты на съем единицы объема металла, грн/м³ (удельная себестоимость обработки).

Параметр C_0 определяется суммой трех слагаемых, имеющих вполне конкретный физический смысл:

$C_{01} = \frac{S_1 \cdot z \cdot k_D}{Q}$ – затраты на заработную плату, связанные со съемом 1 м³ металла;

$C_{02} = \frac{C}{Q \cdot T}$ – затраты на инструмент, связанные со съемом 1 м³ металла, грн/м³;

$C_{03} = S_2 \cdot \mathcal{E}$ – затраты на электроэнергию, связанные со съемом 1 м³ металла, грн/м³.

Произведение параметров $Q \cdot T$ определяет объем металла, снимаемого одним инструментом за период его стойкости T . Зависимость (5.60) содержит постоянные (S_1, S_2, z, k_D, C) и переменные (Q, T, \mathcal{E}) величины. Уменьшить C_0 можно за счет увеличения параметров $Q, Q \cdot T$ и уменьшения \mathcal{E} .

В качестве примера расчета параметров $C_{01}, C_{02}, C_{03}, C_0$ рассмотрен технологический процесс шлифования колец из твердого сплава торцом алмазного круга на органической связке. Установлено, что при этом достигнута производительность обработки $Q=400$ мм³/мин ($Q=24 \cdot 10^{-6}$ м³/час), время работы круга до его полного износа равно $T=0,72$ час, а энергоемкость обработки равна $\mathcal{E}=20 \cdot 10^3$ кВт·час/м³. Соответственно, значения постоянных величин: $S_1=5,6$ грн/час; $S_2=0,2$ грн/кВт·час; $z=4$; $k_D=3$; $C=60$ грн. После подстановки исходных данных в зависимость (5.60), получено:

$$C_0=2,8 \cdot 10^6 + 3,47 \cdot 10^6 + 4 \cdot 10^3=6,27 \text{ грн/м}^3. \quad (5.61)$$

Как следует из рис. 5.10, наибольшее значение принимает слагаемое $C_{02}=3,47 \cdot 10^6$ грн/м³.

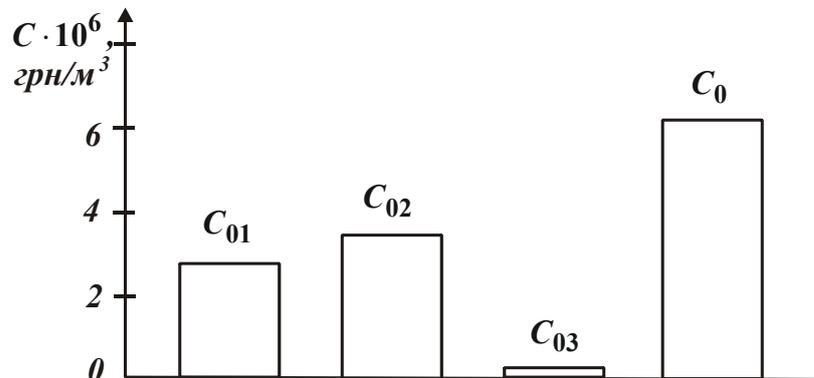


Рис. 5.10. Диаграмма изменения слагаемых C_{01}, C_{02}, C_{03} и удельной себестоимости обработки C_0

Слагаемое $C_{03}=4 \cdot 10^3$ грн/м³ значительно меньше слагаемых C_{01}, C_{02} и поэтому его в расчетах можно не учитывать. Очевидно, уменьшить удельную себестоимость обработки C_0 можно, в первую очередь, за счет уменьшения слагаемого C_{02} . Это достигается, например, применением более износостойких алмазных кругов на металлических связках. Экспериментально установлено, что время работы такого круга до полного износа значительно увеличивается и равно $T=6$ час.

Производительность Q и энергоемкость \mathcal{E} обработки при этом почти не изменяются. Однако цена алмазного круга на металлической связке больше, чем алмазного круга на органической связке и составляет $C = 90$ грн. С учетом исходных данных удельная себестоимость обработки C_0 равна:

$$C_0 = 2,8 \cdot 10^6 + 0,625 \cdot 10^6 = 3,425 \cdot 10^6 \text{ грн/м}^3. \quad (5.62)$$

Как видно, применение более износостойких алмазных кругов на металлических связках позволило уменьшить слагаемое C_{02} в 5,55 раз, а удельную себестоимость обработки C_0 – в 1,83 раза.

В этом случае удельная себестоимость обработки C_0 определяется слагаемым C_{01} , так как $C_{02} \ll C_{01}$. Поэтому на следующем этапе уменьшения C_0 необходимо рассматривать уменьшение слагаемого C_{01} за счет увеличения производительности обработки Q или за счет уменьшения коэффициента z , определяющего долю вспомогательного времени обработки относительно основного времени. Уменьшение коэффициента z – это автоматизация операции обработки за счет применения, например, станка–автомата, который обеспечивает выполнение условия $z \rightarrow 0$ ($z < 1$). В этом случае слагаемое $C_{01} \rightarrow 0$, однако при этом в зависимость (5.60) необходимо ввести новое слагаемое C_{04} , учитывающее затраты на приобретение станка–автомата. Очевидно, это приведет к увеличению C_0 . Эффект будет достигнут в том случае, если сумма слагаемых C_{01} и C_{04} будет меньше начального значения $C_{01} = 2,8 \cdot 10^6$ грн/м³.

С учетом слагаемого C_{04} зависимость (5.60) примет вид:

$$C_0 = \frac{S_1 \cdot z \cdot k_D}{Q} + \frac{C}{Q \cdot T} + S_2 \cdot \mathcal{E} + \frac{C_1}{N \cdot \mathcal{G}}, \quad (5.63)$$

где C_1 – цена станка–автомата, грн.

Здесь $C_0 = \frac{C_1}{N \cdot \mathcal{G}}$ – затраты на станок–автомат, связанные со съемом 1 м³ металла. При высокой стоимости станка–автомата уменьшить слагаемое C_{04} можно за счет увеличения количество обработанных деталей N и объема металла \mathcal{G} , снимаемого с обработанной детали, т.е. чем больше суммарный объем снимаемого металла $N \cdot \mathcal{G}$, тем меньше C_{04} . Так, приобретение станка–автомата эффективно при большой программе обрабатываемых деталей. При

обработке небольшой партии деталей основной путь уменьшения удельной себестоимости обработки C_0 состоит в уменьшении слагаемого C_{01} за счет увеличения производительности обработки Q .

Экспериментами установлено, что с увеличением силы прижатия алмазного круга к обрабатываемой детали (твердосплавному кольцу) производительность Q может быть увеличена в 2 раза, т.е. до значения $Q=800 \text{ мм}^3/\text{мин}$ (или $Q=48 \cdot 10^6 \text{ м}^3/\text{час}$).

Коэффициент $z=7$. Стойкость круга при этом уменьшается в 3,5 раза и составляет $T=1,71$ час. Энергоемкость обработки \mathcal{E} уменьшается, однако незначительно и, поэтому слагаемым C_{03} в зависимость (5.60) можно пренебречь. С учетом новых исходных данных, имеем:

$$C_0 = 2,45 \cdot 10^6 + 1,1 \cdot 10^6 = 3,55 \cdot 10^6 \text{ грн/м}^3. \quad (5.64)$$

Как видно, первое слагаемое C_{01} немного уменьшилось (от $2,8 \cdot 10^6$ до $2,45 \cdot 10^6 \text{ грн/м}^3$), однако увеличилось второе слагаемое C_{02} (от $0,625 \cdot 10^6$ до $1,1 \cdot 10^6 \text{ грн/м}^3$), что в конечном итоге привело к небольшому увеличению удельной себестоимости обработки C_0 (от $3,425 \cdot 10^6$ до $3,55 \cdot 10^6 \text{ грн/м}^3$), рис. 5.11. Увеличение C_0 произошло вследствие относительно большого значения коэффициента z . Так, уменьшение основного времени обработки τ_0 за счет увеличения производительности обработки Q (когда сохраняется большое вспомогательное время обработки) малоэффективно с точки зрения снижения себестоимости обработки.

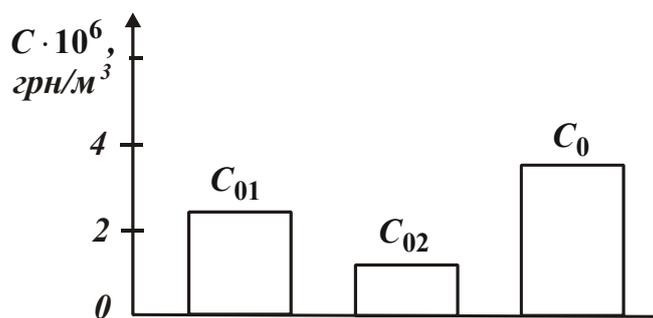


Рис. 5.11. Диаграмма изменения слагаемых C_{01} , C_{02} и удельной себестоимости обработки C_0

Из этого можно сделать вывод, что наиболее перспективным направлением уменьшения C_0 необходимо рассматривать уменьшение коэффициента

z . Лишь при небольшом значении z , когда изменение (увеличение) производительности обработки Q практически не приведет к росту z , появляется возможность уменьшения удельной себестоимости обработки C_0 за счет увеличения Q .

Рассмотренный пример является подтверждением того, что применение прогрессивных наукоемких технологий (такими являются, например, технологии шлифования алмазными кругами на высокопрочных металлических связках с их непрерывной электроэрозионной правкой) оказывается неэффективным (или малоэффективным) в связи с низким уровнем автоматизации и механизации труда, а также в связи с применением устаревшего технологического оборудования, основанного на "ручной обработке" и т.д. Уменьшить коэффициент z можно также применением новых кинематических схем обработки партии деталей с более высокой производительностью.

По сути, зависимость (5.63) открывает новые возможности оптимизации технологических процессов, выбора наиболее эффективных вариантов обработки на основе технико-экономического анализа [102].

Анализируя слагаемые C_{01} , C_{02} , C_{03} , C_{04} для различных методов обработки, можно выйти на оптимальные режимы резания, характеристики инструментов, оборудования и т.д., т.е. выйти на проектирование оптимальной маршрутно-операционной технологии механической обработки.

Выводы

1. Теоретически определены технологические возможности различных кинематических схем шлифования с точки зрения увеличения производительности обработки и показано, что эффект увеличения производительности обработки состоит, прежде всего, в увеличении площади контакта круга с обрабатываемой поверхностью. Показана чрезвычайно высокая эффективность применения кинематических схем плоского шлифования торцом алмазного круга (на станках с прямолинейным и вращающимся столами) твердосплавных пластин, деталей из высокопрочных керамик и ферритов, при шлифовании и полировании пластин из твердых пород камня и т.д.

2. Теоретически определена производительность обработки и параметры силовой напряженности процесса шлифования с учетом износа зерен круга. Показано, что основным условием увеличения производительности обработки яв-

ляется уменьшение радиуса округления режущей кромки зерна за счет своевременного удаления с рабочей поверхности круга затупившихся зерен.

3. Показано, что для увеличения производительности обработки необходимо использовать схему шлифования с асимметричным расположением детали по отношению к кругу. Расчетами установлено, что с увеличением скорости детали производительность обработки изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума, в которой скорость детали равна скорости круга. Следовательно, для осуществления высокопроизводительного шлифования необходимо значения скорости детали принимать меньше или больше скорости круга, реализуя кинематические схемы многопроходного и глубинного шлифования.

4. Установлено, что при алмазно-искровом шлифовании в результате уменьшения величины линейного износа зерен до момента их объемного разрушения и выпадения из связки круга обеспечивается его высокая режущая способность, увеличивается производительность обработки и снижается относительный расход алмаза.

5. Теоретически установлено, что добиться существенного повышения производительности и точности обработки можно за счет осуществляя процесса шлифования по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе. Установлено также, что повысить производительность обработки можно за счет применения скоростного, силового (глубинного) шлифования, в том числе с непрерывной эффективной правкой круга. Показано, что последний фактор играет определяющую роль при шлифовании материалов повышенной твердости.

6. Определены условия повышения производительности и снижения себестоимости обработки на основе технико-экономического анализа, что открывает новые возможности оптимизации технологических процессов, выбора наиболее эффективных вариантов обработки. Показано, что применение прогрессивных наукоемких технологий (например, технологии шлифования алмазными кругами на высокопрочных металлических связках с их непрерывной электроэрозионной правкой) оказывается не эффективным или малоэффективным в связи с низким уровнем автоматизации и механизации труда, а также в связи с применением устаревшего технологического оборудования, основанного на "ручной обработке". Поэтому необходимо применять современные металлорежущие станки с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и прогрессивные конструкции режущих инструментов.

Раздел 6

Опыт эффективного применения на предприятиях Украины современных металлорежущих станков с ЧПУ и инструментов зарубежного производства

6.1. Обрабатывающий центр VC630/5AX

от DOOSAN Machine Tools –

новый виток в развитии технологии металлообработки

Южнокорейская компания DOOSAN Machine Tools более 40 лет занимается разработкой и внедрением передовых технологий металлообработки в машиностроении, создавая оборудование высокого качества. Приоритетным направлением развития компании является диверсификация рынков и качество инноваций. В компании уверены, что продукция будущего может быть создана только с помощью новых передовых технологий. За годы своего существования компания DOOSAN Machine Tools, являясь одним из лидеров в области станкостроения, заслужила признание клиентов и продолжает его оправдывать. И сегодня она активно развивает свою деятельность, не забывая об инвестициях в благосостояние общества. Эксклюзивным дистрибьютором компании Doosan в Украине является ООО "ВариТек" (г. Днепр). Компании Doosan и TaeguTec, занимающихся изготовлением металлорежущих станков и инструментов, также тесно сотрудничают с Техническим Центром "ВариУс" (г. Днепр), который, работая на промышленном рынке Украины, является наибольшей компанией, специализирующейся на обеспечении предприятий оборудованием, инструментами, запасными частями и т.д. Технический Центр "ВариУс" предоставляет полный комплекс работ по разработке и внедрению технологий механической обработки, а также поставке и сервису металлообрабатывающего оборудования практически для всех работающих предприятий машиностроительной, металлургической и других отраслей промышленности, включая многие подразделения железных дорог. Директором Технического Центра "ВариУс" является кандидат технических наук Жовтобрюх В. А. – один из авторов настоящей монографии [18 – 26].

Продукцию с брендом DOOSAN можно встретить во многих областях: на транспорте, в строительстве, в общем и тяжелом энергетическом машиностроении (рис. 6.1). Компания DOOSAN Infracore Machine Tools является ве-

дущим станкостроительным предприятием в Южной Корее и одним из пяти ведущих производителей станков в мире с годовой программой производства более 15000 станков. Оборудование DOOSAN – это широкий спектр токарных и фрезерных обрабатывающих центров различной степени сложности для решения практически любых технологических задач.



Рис. 6.1. Обработка сложнопрофильной детали на станке DOOSAN

"Мы понимаем, что автоматизация производства изменит рынок металлообрабатывающего оборудования. Он будет трансформироваться, менять свою структуру. Поэтому DOOSAN, постоянно расширяя и обновляя линейку своей продукции, отдает предпочтение высокотехнологичным отраслям: авиастроению, медицине, высокоточному приборостроению, предлагая оборудование высокого качества по умеренным ценам" – заявил руководитель продаж компании DOOSAN г-н Ник Юн во время своего интервью в Ганновере на Международной выставке металлообрабатывающего оборудования ЕМО-2011.

Благодаря собственному исследовательскому центру "R&D" (Research and Development), в состав которого входит более 300 высококвалифицированных инженеров, компания DOOSAN производит оборудование, уверенно выдерживающее конкуренцию с продукцией лучших японских и немецких производителей. Более 50 % производимых станков реализуется на требовательном рынке Европы! Ежегодно ассортимент продукции пополняется новыми моделями, а популярные станки – опциями, в соответствии с рыночными тенденциями и задачами потребителей. Больше всего компанию характеризует ее продукция и, особенно, высокотехнологическое оборудование для

производительной многоосевой обработки деталей сложной формы, таких как "импеллер", "лопатки турбин" и т.д.

Следует отметить, что компания Doosan за последние годы освоила серийный выпуск моделей станков нового поколения, таких как станок VC630/5AX (рис. 6.2,а), который упрощает механическую обработку и повышает качество получаемых деталей. Этот 5-тикоординатный современный высокоскоростной мощный станок оснащен прецизионным мотор-шпинделем Built-in motor driven spindle (мощность – 22 кВт, максимальный крутящий момент – 204 Нм, конус шпинделя ISO 40), рис. 6.2,б. Обрабатывающий центр предназначен для решения широкого круга задач: от тяжелого резания труднообрабатываемых материалов, таких как титан и инконель, до высокоскоростной обработки алюминия и других цветных металлов.

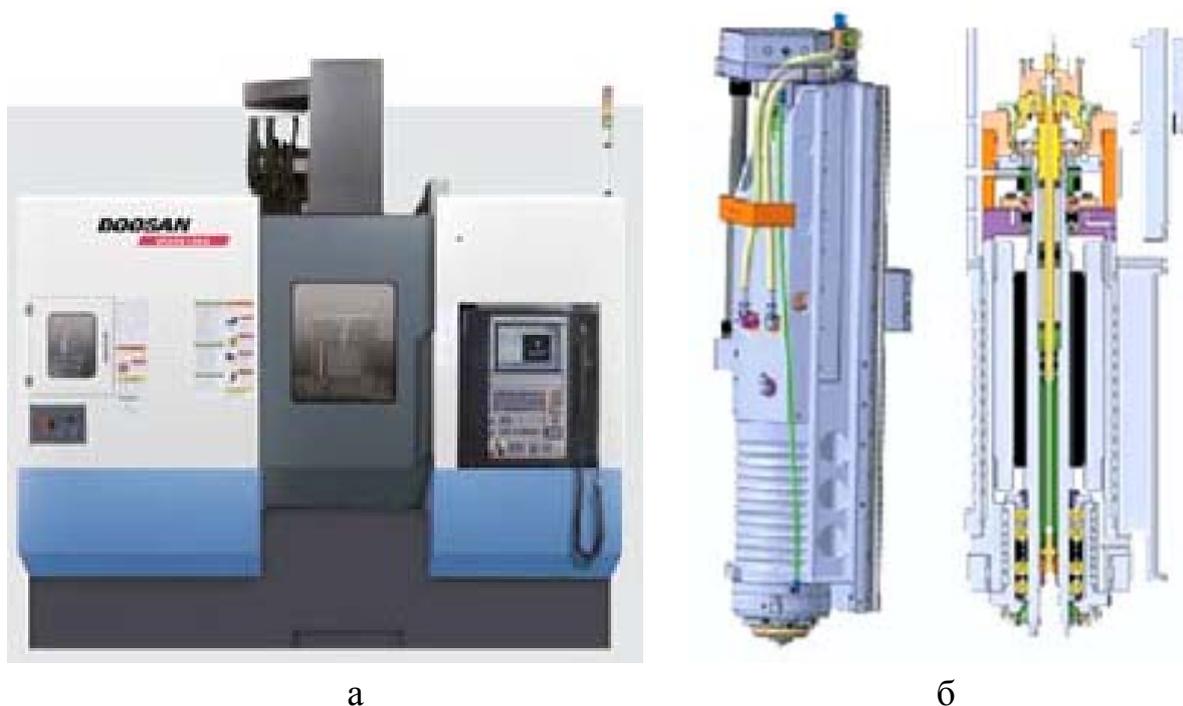


Рис. 6.2. Пятиосевой фрезерный обрабатывающий центр VC630/5AX (а) и мотор-шпиндель Built-in (б)

Конус шпинделя оснащен интересной опцией – Dual contact system – системой, которая фиксирует инструмент по двум поверхностям. Контакт осуществляется не только по конусу, но и по торцу оправки, придавая системе фиксации инструмента дополнительную жесткость. Dual contact system входит в комплект стандартной поставки.

Что собой представляет собой Built-in motor driven spindle? Отсутствие ременной передачи в результате использования встроенного привода Built-in

мотор-шпиндель с высококачественной балансировкой, изготовленного по технологии Built-in motor driven spindle, позволяет не только повысить КПД, но и свести к минимуму вибрации, которые могут ухудшить качество поверхности при обработке. Главный шпиндель вращается на 4-х прецизионных керамических подшипниках, обладающих низким коэффициентом трения и выделяющих минимальное количество тепла при работе. Все эти качества способствуют стабильному процессу резания при высокоскоростной обработке и обеспечивают более длительный срок эксплуатации шпинделя в условиях непрерывной работы. Кроме того, достижению высокой производительности способствует небольшой период разгона шпинделя до требуемой частоты вращения благодаря его минимальной инерции и жесткости опор. Для повышения термической стабильности шпиндель оснащен системой масляного охлаждения.

Циркуляция масла в системе охлаждения через Oil cooler (масляный радиатор) позволяет поддерживать постоянную температуру в опорах шпиндельного узла, что гарантирует высокую точность обработки независимо от ее вида и температуры окружающей среды.

Tool Monitoring System – это система мониторинга, которая является одной из функций безопасности, предназначенной для защиты инструмента и шпинделя от возможного повреждения при повышенной нагрузке. Система ЧПУ контролирует нагрузку на инструмент при износе, чтобы свести к минимуму вероятность поломки режущей кромки. При изменении геометрических характеристик инструмента и обнаружении аномальных нагрузок прекращаются перемещения по осям и вращение шпинделя с соответствующей индикацией на мониторе.

Интересна также функция Heat displacement Control – Doosan Heat Control Device.

Для обеспечения точности обрабатываемых деталей в условиях массового производства (непрерывный график работы оборудования, коэффициент использования оборудования 0,9 – 0,95, повышенные режимы резания, частые переходы от черновой обработки к чистовой и обратно) станки оснащаются системами обратной связи с датчиками линейных перемещений (абсолютными измерительными линейками) HEI DENH AIN (Германия). Для контроля тепловых деформаций и смещений оси "Z" Doosan использует свою разработку Heat Control Device. Информация о температурных колебаниях в режиме реального времени с датчиков, расположенных на шпинделе и станине, по-

стует в операционную программу. При этом изменение кинематических и термических характеристик, а также влияние нагрузки на точность в процессе обработки определяются линейными датчиками и учитываются системой управления, что позволяет достигать высочайшей точности позиционирования станка – до ± 3 мкм.

Функция контроля исполнения DBB Accuracy Example. Благодаря жесткой конструкции станка и четкой работе исполнительных механизмов в соответствии с командами системы управления при использовании функции DBB Accuracy Example достигается высокий уровень соответствия геометрических характеристик обработанной детали заданным параметрам.

Стандартная для всех станков DOOSAN, но не заметная глазу потребителя, функция One Piece Construction ставит их в один ряд с лучшими образцами немецких производителей. Увеличенное количество ребер жесткости в станине, определяемое с помощью технологии Doosan One Piece Construction, способствует большей стабильности при обработке даже в самых нагруженных условиях.

Применение мелкозернистого чугуна Meehanite для изготовления станины и основных узлов станка минимизирует вибрацию.

Конструкция VC630/5AX продумана до мелочей и стабильна при любых рабочих и холостых перемещениях, особое внимание уделено равномерности нагрузки на направляющие, шарико-винтовые пары и двигатели.

Усовершенствованная функция Automatic Tool Changer. Устройство автоматической смены инструмента с захватом под конус BT40 даже при стандартной комплектации снабжено магазином на 40 позиций, позволяет провести операцию за 1,0 секунду (максимальное время "от стружки до стружки" достигает 7 секунд). При этом вращение магазина происходит в двух направлениях. Это позволяет системе автоматически выбирать более короткий путь до необходимого инструмента и минимизировать время на его поиск и смену.

Функция Static Rigidity (статическая жесткость). На основе близкого сердцу каждого советского конструктора метода анализа конечных элементов статическая жесткость станины VC630/5AX была увеличена на 30 % по сравнению с аналогами и предшествующей модификацией станка.

Функция Dynamic Rigidity (динамическая жесткость). FEM-анализ (метод конечных элементов) был использован для улучшения частотной характеристики и уменьшения собственных вибраций станины на 35 % по сравнению с аналогами.

Абсолютно новый уровень точности обработки на станках DOOSAN. NANO CNC – нанообработка на станке VC630/5AX с помощью ЧПУ DOOS ANFANUC. Высококачественная обработка достигается благодаря двум факторам:

- высокой, заданной в нанометрах, точности выполнения операции;
- современной технологии производства сервоприводов.

В настоящее время при управлении оборудованием DOOSAN широко применяется функция наноинтерполяции, с помощью которой формируются команды для каждого цифрового сервоблока управления, причем период каждого контролируемого цикла сокращен. В настоящее время СЕРВОДВИГАТЕЛЬ FANUC серии i с энкодером высокого разрешения используется как стандартный и комплектуется NANO CNC System, что способствует высокоскоростной и высококачественной обработке.

Использование наноинтерполяции для всех типов обработки в качестве стандартной функции. Наноинтерполяция позволяет вычислять положение элементов станка с точностью до нанометров, благодаря чему все их перемещения выполняются плавно. Таким образом, повышенная точность обработки стала стандартной на станках DOOSAN.

Наноинтерполяция может быть использована при управлении шпинделем, в том числе: индексируемом управлении контуром; резьбонарезании в жестких условиях.

Для обработки штампа с любой конфигурацией поверхности с помощью функции наносглаживания можно вычислить желаемую траекторию движения с учетом отклонения и NURBS-кривых (nonuniform rational B-splines – неравномерные рациональные B-сплайны), используя минутный блок команды последовательности точек, созданных CAD/CAM системой, и интерполируя созданные NURBS-кривые в нанометрах. Эта технология позволяет получать гладкую обработанную поверхность, максимально близкую к форме программируемой детали, и уменьшает ручную финишную доводку.

Интересна функция "наносглаживание 2", применяющаяся для 5-осевой обработки (включая поворотные оси). Использование этой функции совместно с ЦТИ (Центральная траектория интерполяции) позволяет выполнять суперточные перемещения инструмента, сглаживать вершины. Она рекомендуется для производства различных деталей самолетов.

Специалисты сервисного центра DOOSAN в Украине прошли специальную подготовку в Южной Корее на одном из семи заводов компании, про-

изводящих оборудование для металлообработки, поэтому могут квалифицированно проконсультировать по всем вопросам, связанным с применением многоосевых и многофункциональных станков производства DOOSAN.

6.2. Новая серия оборудования LYNX 2100 – надежность превыше всего!

Компания DOOSAN Machine Tools выпустила новую серию оборудования Lynx 2100, которая является усовершенствованной версией мирового бестселлера Lynx 220 (на сегодня установлено более 25000 единиц оборудования Lynx во всем мире). Новая серия Lynx 2100 – это токарный центр с 6/8 дюймовым патроном, который позволяет производить обработку клапанов, валов, шестерней, фланцев, корпусов, болтов и других металлических деталей с максимальными значениями диаметра – 350 мм и длины – 550 мм. Следуя концепции "Надежность превыше всего", особенностью серии Lynx 2100 стала повышенная прочность и удобство оператора. При этом сохранено преимущество предыдущей модели – превосходная производительность обработки мирового уровня. Новинки и улучшения:

- увеличенные габариты обрабатываемых деталей;
- увеличенный крутящий момент шпинделя;
- прямое соединение сервопривода револьвера;
- защита направляющих для отвода стружки;
- программируемый привод задней бабки с гидравлическим цилиндром;
- 10,4" дисплей – стандарт;
- система смазки консистентной смазкой.



Рис. 6.3. Пример
изготавливаемой детали

Технические характеристики. Двигатель в 15 кВт обеспечивает достаточную мощность для токарной обработки как внешних, так и внутренних поверхностей, а также сверление отверстий с максимальной производительностью, в то время как фрезерный револьвер устойчивой конструкции ВМТ, со скоростью вращения 6000 об./мин позволяет выполнять высокоточное и высокопроизводительное фрезерование (рис. 6.3).

Высокая надежность. Улучшенная конструкция гарантирует высокую жесткость шпин-

дельного узла, который подвергается наибольшей нагрузке в процессе обработки. Новый шпиндель обеспечивает более низкий уровень вибрации и шума, позволяя проводить механическую обработку в более тяжелых условиях резания, а устойчивая револьверная головка с сервоприводом гарантирует продолжительную и стабильную производительность.

Внутренний массивный подвижный кожух защищает от стружки и утечки СОЖ – наиболее частых причин неполадок, в то время как система предотвращения столкновений, предлагаемая в качестве стандартной функции, исключает контакт револьверной головки с задней бабкой.

Простота технического обслуживания. Новая серия оборудования Lynx 2100 оснащена следующими стандартными функциями:

- функция Easy Operation Package (EOP) для простой настройки обработки;
- задняя бабка с ЧПУ, приводимая в действие единым нажатием кнопки;
- функция контроля инструмента, предоставляющая информацию о времени работы, нагрузки и необходимости замены инструмента.

Кроме того, устройство для настройки инструмента (опция), позволяющее автоматически измерять состояние инструмента и вводить поправки, активируется с помощью одной кнопки, что сокращает время настройки более чем наполовину. В случае возникновения ошибок во время работы, функция Сигнала Тревоги оповещает оператора о причине и требуемых корректирующих действиях, сводя к минимуму время простоя.

Благодаря высокой производительности обработки, надежности и удобству эксплуатации серия Lynx 2100 удовлетворяет самые различные требования заказчиков.

6.3. Новые инструментальные материалы для обработки труднообрабатываемых материалов

6.3.1. Высокоэффективная обработка композиционных материалов

Ведущая металлообрабатывающая компания Азии – TaeguTec (Южная Корея) – является признанным и уважаемым поставщиком режущего инструмента, оснастки и индустриальной продукции для металлообрабатывающей и металлургической промышленности. Корпоративная сеть компании охватывает более чем 50 стран мира. С каждым годом требования к механическим

свойствам узлов автомобилей и других машин возрастают, а соответственно, растут и требования к металлорежущему инструменту. Компания TaeguTec продолжает разрабатывать инструменты специализированного назначения для усовершенствования процессов обработки. Для улучшения качества обслуживания предприятий Украины в марте 2008 года компания TaeguTec открыла в городе Днепр собственное предприятие "ТАЕГУТЕК УКРАИНА" с высококвалифицированным штатом технологов и логистов, оперативным складом инструмента, который еженедельно пополняется поставками из Южной Кореи.

Технический персонал компании "ТАЕГУТЕК УКРАИНА" помогает заказчикам разбираться в больших и сложных каталогах для выбора инструмента и режимов для него. Специалисты компании также помогают оптимизировать уже существующий технологический процесс или создать новый, внедряя новые технологии в области обработки металлов резанием, увеличивая производительность и уменьшая при этом себестоимость продукции.

В последние годы увеличился спрос на прочные и легкие материалы в ряде отраслей промышленности, начиная от аэрокосмической и автомобильной отраслей и заканчивая производством электроэнергии, что привело к разработке и внедрению композиционных материалов.

Например, такие композиционные материалы, как пластик, армированный графитовой нитью (углепластик), на 70 % легче стали и на 40 % легче алюминиевого сплава. В частности, для аэрокосмической промышленности углепластик является очень популярным материалом из-за облегченного веса, что приводит к более высокой эффективности использования топлива.

В таких отраслях промышленности, как автомобилестроение, ветроэнергетика и индустрия отдыха, преимуществом применения композиционных материалов является их более высокая эффективность из-за облегченного веса и превосходной стабильности по сравнению со стандартными аналогами. Поэтому с расширением применения композиционных материалов для их эффективной обработки компания TaeguTec предоставляет новые фрезерные пластины из поликристаллических алмазов, концевые твердосплавные фрезы и сверла с алмазным покрытием (рис. 6.4).

Новые инструментальные решения обеспечивают уникальные условия резания труднообрабатываемых материалов, поскольку объединяют в себе специальный сплав, необходимую геометрию и высокотехнологичное алмазное покрытие для обработки композиционных материалов.



Рис. 6.4. Инструменты для обработки труднообрабатываемых композиционных материалов

Пластины из поликристаллического алмаза (PCD) предназначены для обработки на более высоких скоростях резания и подачах по сравнению с другими традиционными материалами режущего инструмента. Специальная разработка компании TaeguTec – линейка пластин PCD – предназначена для предотвращения расслоения поверхности композиционных материалов.

Для расширения диапазона операций обработки углепластика предлагается 4 конфигурации твердосплавных концевых фрез с алмазным покрытием.

Фрезы типа RRFE идеально подходят для обдирочных работ: исключают расслаивание, снижают усилия резания и вибрацию, обеспечивая высокую производительность инструмента для черновой обработки.

Другая конфигурация твердосплавных концевых фрез компании TaeguTec с алмазным покрытием для обработки углепластика – RCFE, также как и фрезы RRFE, исключает расслаивание, снижает усилия резания и вибрацию, обеспечивая высокую производительность инструмента для черновой обработки, с той лишь разницей, что используется несколько каналов для отвода стружки, а это позволяет обработку производить на повышенных режимах резания. Для чистовой обработки рекомендуется твердосплавная концевая фреза RCOM с алмазным покрытием, которая исключает расслаивание и представлена в двух конфигурациях: с левым и правым направлением канавок.

Четвертым предложением от компании TaeguTec для обработки углепластика, которое также применимо для чистовой обработки и исключает

расслаивание и сколы, являются фрезы RDCF с небольшим наклоном спиральных канавок.

Что же касается монолитных твердосплавных сверл с алмазным покрытием, то сверла компании TaeguTec для обработки углепластика являются идеальным выбором при поиске инструмента, который исключает отслоение во время обработки сквозных отверстий.

Для обеспечения более высокой стойкости инструмента при высокопроизводительной обработке углепластика разработаны два новых сплава: PCD-сплав TD830 с ультратонкой алмазной крошкой. Он характеризуется высокими показателями износостойкости, прочности и качества кромки, обладает исключительной абразивной стойкостью и высокой термической стабильностью.

Вторым рекомендуемым сплавом для обработки волокнистых углепластиков является сплав TTD610. Благодаря прогрессивной технологии нанесения нано-алмазного покрытия этот сплав обеспечивает более высокую стойкость инструмента и стабильность обработки, характеризуется превосходной абразивной износостойкостью (имеет твердость более 8000 по Виккерсу) и одними из самых высоких показателей теплопроводности, ударопрочности и устойчивости среди аналогичных сплавов.

6.3.2. Новые керамические сплавы TC3020 и TC3030 для обработки жаропрочных материалов

Спрос на режущий инструмент, обеспечивающий повышение производительности и снижение себестоимости обработки жаропрочных сплавов, постоянно растет. В связи с этим, компания TaeguTec освоила производство двух новых керамических сплавов на основе SiAlON – TC3020 и TC3030, которые обеспечивают чрезвычайно высокую производительность обработки. Эти керамические сплавы эффективны для обработки жаропрочных и труднообрабатываемых материалов, таких как инконель, сплав Рене и титан. Они обладают высокой прочностью и стойкостью к выкрашиванию, и являются лучшим выбором для операций прерывистого и непрерывного резания.

С разработкой новых керамических сплавов TC3020 и TC3030 компания TaeguTec сделала серьезный шаг в будущее, предлагая еще больший диапазон оптимальных для обработки жаропрочных сплавов решений по сравнению с уже применяющимися керамическими сплавами, армированными нитридными кристаллами.

Новые керамические сплавы представлены сериями пластин для токарных и фрезерных операций, а также для обработки канавок (рис. 6.5). Так, сплав TC3020 идеально подходит для обработки жаропрочных сплавов и работает в тех же условиях, что и армированные керамические пластины. Высокостабильный керамический сплав TC3020, характеризующийся высокой износостойкостью, обеспечивает превосходную стойкость к выкрашиванию по боковой и задней поверхностям по сравнению с аналогичными решениями других производителей. Кроме того, этот керамический сплав обладает высокими показателями термической стойкости и ударной вязкости.

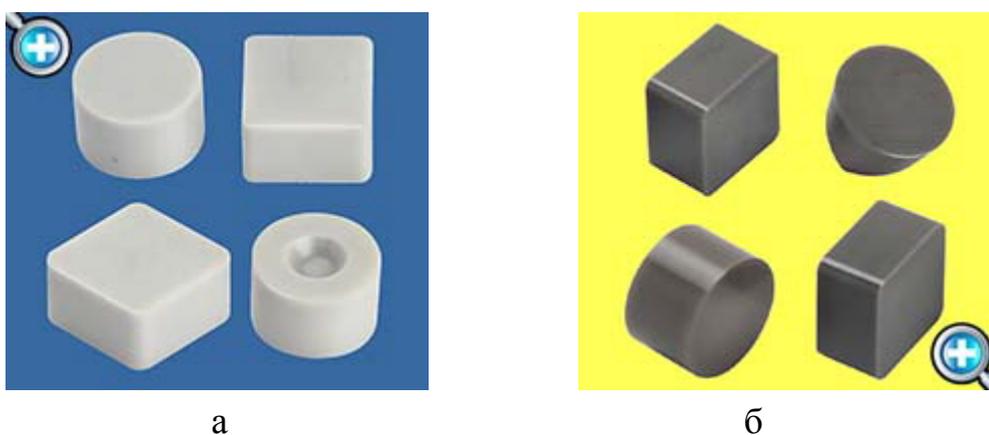


Рис. 6.5. Пластины из керамических сплавов TC3020 (а) и TC3030 (б)

Керамический сплав TC3030 также создан для обработки жаропрочных сплавов, с той лишь разницей, что предел жесткости TC3030 открывает больше возможностей для работы на более высоких подачах и глубинах резания. Сплав TC3030 можно применять для снятия окалины и черновой обработки, обеспечивая высокую термостойкость и теплопроводность.

Благодаря сочетанию нитрида кремния и оксида алюминия, керамический сплав на основе SiAlON характеризуется высокой химической стабильностью, снижает выкрашивание при выполнении ответственных операций, и может производить обработку со скоростью резания, в 4 – 6 раз превышая скорость резания обычными твердосплавными пластинами.

Технические испытания новых сплавов компании TaeguTec в производственных условиях продемонстрировали высокие показатели производительности обработки и стойкости инструмента. Так, при непрерывной обработке канавок на корпусе двигателя, изготовленного из материала инконель 718, производительность обработки с использованием сплава TC3020 увеличилась на 40 % по сравнению с аналогичным керамическим сплавом другого производителя.

При наружном прерывистом точении и прерывистой обработке канавок на корпусе двигателя, изготовленного из того же материала – инконель 718, применение керамического сплава TC3030 позволило увеличить стойкость инструмента на 23 % и 56 % соответственно.

Наибольший эффект на фоне аналогичных инструментальных решений был достигнут с применением керамического сплава TC3030 на операции торцового фрезерования заготовки корпуса, изготовленного из сплава Рене 108, увеличив стойкость инструмента на 100 %.

6.4. Повышение эффективности процесса точения

6.4.1. Новые решения в токарной обработке

Продукция, предлагаемая компанией TaeguTec, включает все виды инструмента: токарный, фрезерный, сверлильный, расточной, осевой, резьбонарезной, вспомогательный инструмент, инструментальную оснастку различного функционального назначения для металлорежущих станков.

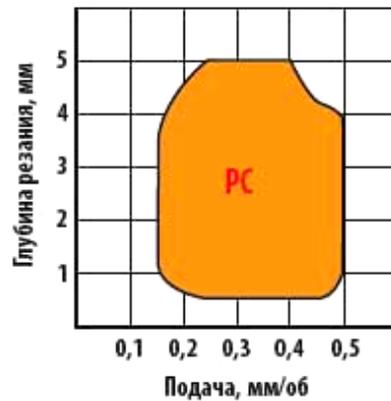
В перечень изделий входят также сменные многогранные пластины из твердых сплавов с прогрессивными износостойкими покрытиями и без покрытий, корпуса и державки инструментов, заготовки и порошки из твердых сплавов для производства инструмента, различные изделия отраслевого и межотраслевого назначения из твердых сплавов и керамики (штампы, пресс-формы, прокатные валки, ролики и др.).

Компания TaeguTec является одним из мировых лидеров в производстве широкой номенклатуры как стандартного (по ISO), так и нестандартного твердосплавного инструмента. Одним из ключевых подразделений производства является "Центр Разработок и Развития" (R&D). В этом центре разрабатываются инновационные виды инструмента и новые износостойкие сплавы, в частности, экономически выгодные двухсторонние пластины с 12 режущими кромками, специальные позиции в виде фасонных резцов, которые позволяют обработать сложный профиль детали за 1 операцию, сокращая при этом время обработки в несколько раз.

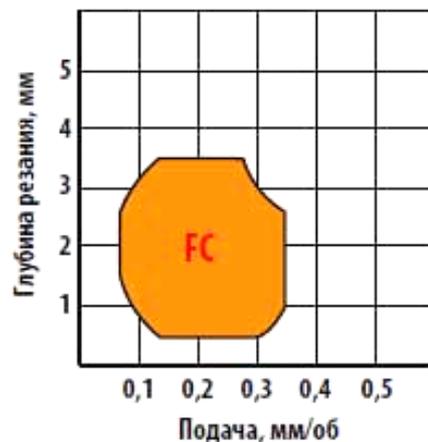
Разработка стандартного твердосплавного инструмента по ISO. В настоящее время наиболее эффективными разработками центра в области усовершенствования токарных пластин являются новые пластины со стружколомающей геометрией PC и FC и новый сплав TT8115 для высокопроизводительной обработки стали.

Основываясь на результатах многочисленных испытаний, проведенных при различных условиях обработки специалистами компании TaeguTec в Южной Корее и Японии и технологами компании "ТаегуТек Украина" (г. Днепр) на предприятиях Украины, было отмечено, что режущие пластины со стружколомающей геометрией РС являются идеальными для применения на операциях точения стали. По сравнению с известными режущими пластинами других производителей, изготовленных из новых токарных сплавов, эти пластины обеспечивают превосходную износостойкость и производительность.

Двусторонние пластины с новой стружколомающей геометрией РС для полустиховой обработки (рис. 6.6,а) и FC для чистовой обработки (рис. 6.10,б) обеспечивают улучшенный отвод стружки при точении деталей из кованных сталей, используемых в автомобилестроительной промышленности.



а



б

Рис. 6.6. Режущие пластины со стружколомающей геометрией РС и область их применения (а) и режущие пластины со стружколомающей геометрией FC и область их применения (б)

Благодаря уникальной геометрии стружколома РС происходит улучшенный стружкоотвод при обработке на глубине от 0,5 мм до 5,00 мм на сторону (рис. 6.6,а), что позволяет применять эти пластины на различных операциях. Разработанные специально для обработки деталей из ковanej стали пластины с геометрией РС представлены в следующих сплавах – ТТ8115, ТТ3500 и ТТ5100 (твердые сплавы с покрытием).

Оптимизация процесса стружкообразования способствует существенному уменьшению нагрузки на станок. При этом температура в зоне резания значительно снижается, что позволяет осуществлять обработку пластинами со стружколомающей геометрией РС без применения СОЖ. Примечательно то, что улучшенный отвод стружки реализуется не только при малых подачах и глубинах резания, но и при больших подачах и глубинах резания. Режущие кромки пластин сочетают в себе остроту и долговечность, что позволяет увеличить стойкость инструмента.

Токарные режущие пластины со стружколомающей геометрией РС отличаются наличием объемных зубцов на режущей кромке, что способствует снижению сил резания. Они применимы для чистового точения углеродистых и легированных сталей, а также мягких, низкоуглеродистых и низколегированных сталей. Пластины с геометрией РС представлены в следующих сплавах – ТТ8115, ТТ3500, ТТ5100 (твердые сплавы с покрытием), СТ3000 и PV3010 (керметы).

Стружколомающая геометрия РС обеспечивает улучшенный отвод стружки при обработке на малой глубине резания (от 0,3 мм на сторону) и низких подачах (от 0,07 мм/об.), что является эффективным выбором для чистовой обработки стали как на современных, так и на устаревших станках при невысоких режимах резания. Кроме того, данные пластины демонстрируют повышенный стружкоотвод и чистоту обработанной поверхности при чистовой обработке на глубине до 3 мм на сторону (рис. 6.6,б) при подаче 0,3 мм/об.

Инженеры компании TaeguTec отмечают, что обеспечивая эффективное стружкодробление на токарных операциях и при обработке торцов, пластины с геометрией РС гарантируют высокие показатели износостойкости, производительности обработки и чистоты обработанной поверхности.

Характеристика инновационных сплавов. Режущие инструменты и пластины из инновационных сплавов показаны на рис. 6.7.

Твердый сплав ТТ8115 (метод нанесения покрытия CVD на основе MT TiCN / Al₂O₃ / TiN) был разработан для осуществления высокоэффектив-

ных операций точения стали. Этот сплав обладает улучшенной износостойкостью и прочностью по сравнению с существующим сплавом ТТ1500.



Рис. 6.7. Режущие инструменты и пластины из инновационных сплавов

Сплав ТТ8115 имеет новую твердосплавную основу и покрытие, разработанные специально для повышения износостойкости и прочности. Благодаря слою, насыщенному кобальтом, новая основа является чрезвычайно прочной. В результате такого сочетания этот сплав можно применять как для резания на высокой скорости, так и для легкого прерывистого резания стали. Новый сплав применяется для высокоскоростной обработки низкоуглеродистой и низкоуглеродистой легированной стали со скоростью 180 – 800 м/мин, а также для углеродистой и легированной стали со скоростью 80 – 400 м/мин.

Применение пластин из сплава ТТ8115 позволяет обрабатывать сталь на высоких скоростях резания как с применением СОЖ, так и без нее, что выгодно отличает их от работы напайными пластинами и пластинами других производителей (подтверждено актами испытаний). Это позволяет уменьшить себестоимость единицы продукции и улучшить условия труда станочника. Повышенная ударная вязкость и оптимальная стойкость пластины из сплава ТТ8115 при работе на высоких скоростях резания позволяет ее эффективно использовать в условиях серийного и массового производства.

6.4.2. Инструменты серии GOLD RUSH – новый имидж компании TaeguTec

Продолжая развивать свой успех в Украине и во всем мире, компания TaeguTec стремится быть лидером в области инноваций и новых решений. Обновляя линейку каждой группы инструмента, она серьезно влияет на мировые традиции в металлообработке. К 2011 году компания TaeguTec имела полный набор решений для всех предприятий металлообрабатывающей индустрии: аэрокосмических, энергетических, машиностроительных, судостроительных, автомобилестроительных, а также предприятий тяжелого машиностроения, железнодорожной направленности, производящих пресс-формы, штампы и т.д. Новым имиджем компании TaeguTec стали инструменты серии GOLD RUSH – это обновленная более чем на 60 % (!!!) линейка выпускаемого инструмента: новые сплавы, геометрии инструментов и концептуальные идеи в области металлообработки (рис. 6.8). Украинское представительство компании TaeguTec анонсирует ряд наиболее интересных для нашего рынка новинок в области токарной обработки.

Стружколом HB для полужирной обработки стали со специальным посадочным местом. Применяется на двухсторонних пластинах следующих типов: CNMX и SNMX в 15 мм и 16 мм габаритах соответственно. Возможно применение данных пластин на высоких подачах до 0,8 мм/об., что делает эти пластины лидерами среди пластин "одноклассниц".

Совершенно новая концепция в производстве пластин типа LNMM 40. Пластины с габаритом 40 мм позволяют обрабатывать детали с глубиной резания 32 мм за один проход. Новая концепция крепления пластины придает жесткость при обработке сталей на тяжелых режимах, минимизирует мощности оборудования и усилия резания, что делает возможным обработку детали при недостаточной жесткости.

Пластины 50-го габарита формы LNMX представлены с двумя совершенно новыми стружколомами HD и HY, что дает наилучший результат обработки деталей при выражено прерывистом резании, а также великолепное решение при обработке деталей больших габаритов, где необходимо снимать за один проход до 40 мм на сторону при черновой обработке на высокомоощном оборудовании.

Экономически выгодное решение представлено в квадратных и ромбических пластинах с габаритами 19 мм и 25 мм. На черновых пластинах одно-

временно используются 2 типа стружколомов. Основной, на передней стороне – для черновой обработки и чистовой стружколом на обратной стороне. Данная экономичная концепция изготовления пластин позволяет выполнять одной стороной черновые операции, а другой – чистовые, "добивая" неиспользованные кромки на пластине (рис. 6.9). Эти пластины выполняются со следующими черновыми сружколомами на передней поверхности пластин: HD, HT, HY, HZ.



Рис. 6.8. Инструменты и режущие пластины серии GOLD RUSH

В серии пластин TOP DUTY была увеличена линейка квадратных пластин, за счет применения двухсторонней квадратной пластины с размером 31 мм. Данная пластина реализована с двумя типами стружколомающих геометрий: черновыми (HD и HT) и чистовым, с возможностью обрабатывать ими до 25 мм на сторону.

Семейство токарных ISO пластин пополнилось новой серией стружколомающих геометрий для обработки нержавеющей стали (рис. 6.10). Стружколом EM расширяет возможности в обработке вязких материалов и эффективно используется как на черновых, так и на получистовых операциях. Гарантированного стружкодробления и стойкости можно достичь применением пластины при подачах от 0,13 до 0,5 мм/об. При этом сохраняется высокая чистота обрабатываемой поверхности.

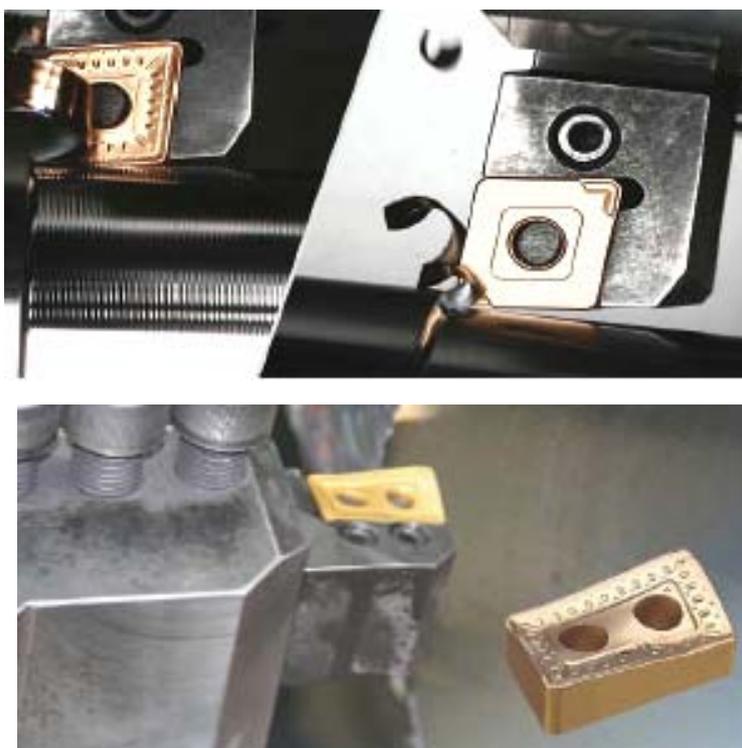


Рис. 6.9. Ромбическая и квадратная пластины



Рис. 6.10. Токарные ISO пластины со стружколомающей геометрией

Серия пластин со стружколомом PC пополнила свои ряды пластинами с положительными углами 5° , 7° и 11° , доступными во всех стандартных геометрических формах токарных ISO пластин. Новой стружколомающей геометрией RA увеличилась номенклатура круглых пластин типа "чашка". Эта геометрия присутствует в номенклатуре пластин RCMX с габаритом от 10 мм до 30 мм. Данный тип пластин позволяет использовать их при черновой обработке на низких режимах и при прерывистом резании. Глубина резания при обработке может находиться в диапазоне от 1 мм до 15 мм, в зависимости от габарита пластины.

Работая над вопросами стойкости и производительности при обработке жаропрочных материалов, компания TaeguTec разработала новый керамический сплав TC430, специально изготовленный для высокоскоростной обработки таких материалов: Инконель, Waspaloy, Rene и других жаропрочных материалов на основе никеля. Благодаря новым технологиям, керамические пластины в сплаве TC430 можно применять на скоростях от 150 до 350 м/мин.

Компания TaeguTec презентует три новых инструментальных материала на основе кубического нитрита бора: TB610, TB670 и TB730, которые разработаны специально для обработки закаленной стали и чугуна. Эти сплавы показывают превосходные результаты как при непрерывном точении, так и при прерывистой обработке. Кроме того, компания TaeguTec вышла на новый уровень в точении труднообрабатываемых материалов пластинами из PCD. Применяв пластину со стружколомающей геометрией CB, можно добиться эффективного стружкодробления в зоне резания, повышая при этом чистоту обработанной поверхности и стойкость инструмента в целом.

Компанией TaeguTec разработана комбинированная державка картриджного типа, которая минимизирует затраты в случае какой-либо поломки инструмента. На данных державках используются пластины типа LNMX, представленные в 2-х габаритах (19 мм и 30 мм). Для этих пластин были разработаны три новых вида стружколомающих геометрий: TWF, TWM и TWR, которые показывают высокие результаты как при обработке новых железнодорожных колес, так и при точении восстанавливаемых колес на вагоноремонтных заводах. В данной серии компания TaeguTec представляет нестандартное решение по высокопроизводительной обработке стали. Пластины BNMX со стружколомающей геометрией HF (High Feed) имеют неоспоримое преимущество над пластинами ISO стандарта. Пластины данной серии могут производить обработку при подаче до 2,5 мм/об. Учитывая наличие 6-ти режущих кромок, пластина выходит на первое место в серии производительных и экономичных пластин.

В этой серии следует выделить пластины и державки с небольшими габаритами для наружного точения, а также оправки для внутренней расточки с механическим креплением. Минимальный диаметр расточки $D_{\min} = 5$ мм!

Компания TaeguTec продолжает увеличивать разновидность станочных оправок. Серия касается быстросменных державок для ISO пластин (рис. 6.11,а).

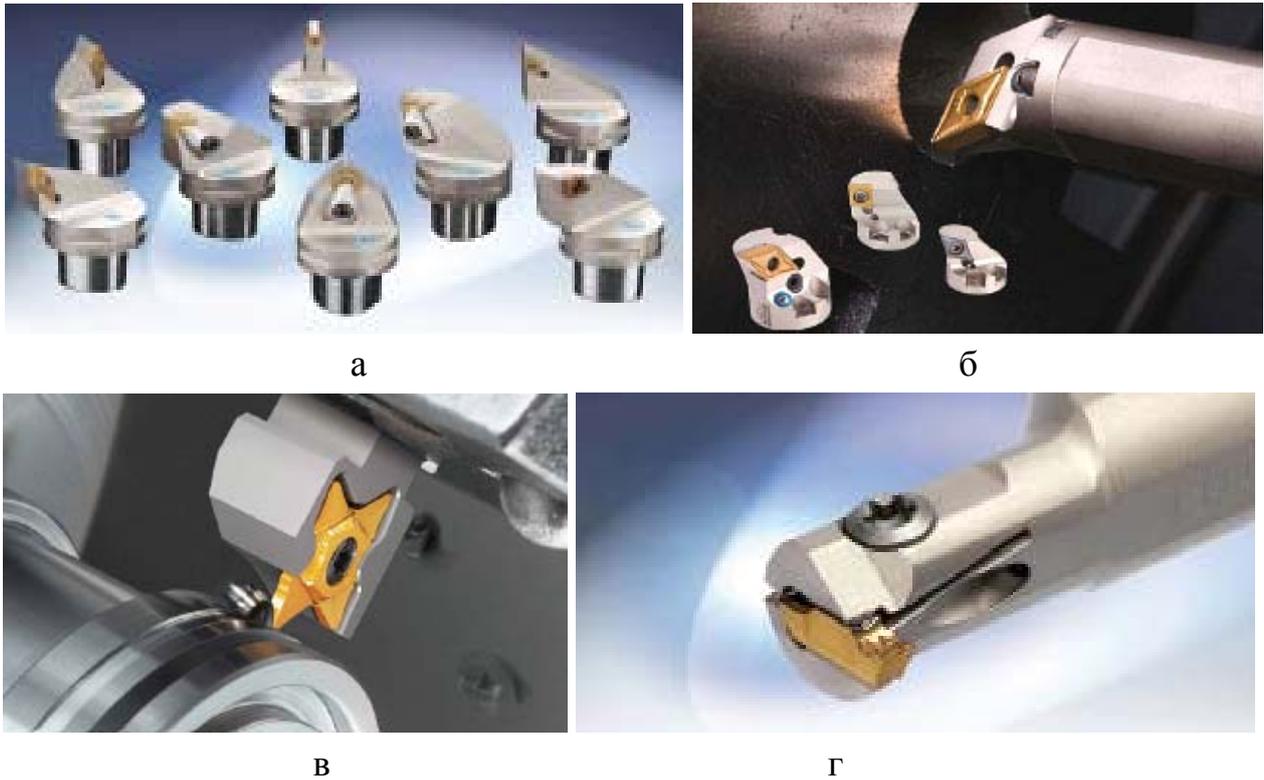


Рис. 6.11. Быстросменные державки для ISO пластин (а), модульные головки для токарных державок (б), канавочный инструмент для отрезки тонкостенных труб или прутков малого диаметра (в), инструмент с двухсторонней пластиной серии T-Clamp (г)

Стремясь экономить затраты заказчика на инструмент и время оператора на переналадку оборудования, компания TaeguTec разработала модульные головки для токарных державок (рис. 6.11,б). Имея один установленный хвостовик в станке, можно легко заменить одну модульную головку на другую с необходимым углом обработки.

Появилась серия канавочного инструмента, предназначенного для отрезки тонкостенных труб или прутков малого диаметра (рис. 6.11,в). Новые пластины шириной от 0,5 мм до 2 мм имеют 4 режущие кромки, повторяемость которых составляет $\pm 0,025$ мм. В связи с повышенной жесткостью конструкции пластина предназначена для высокоскоростной обработки сталей и чугунов. Неоспоримое преимущество этой серии состоит в том, что на одну державку можно устанавливать пластины различных габаритов. Это исключает необходимость содержать большой склад державок.

Появление серии TopMicro позволяет уверенно занять нишу на рынке по расточке отверстий, начиная от 0,6 мм. Подача СОЖ в зону резания через инструмент позволяет говорить о стабильном процессе резания при растачи-

вании, нарезании канавок, нарезании резьбы и обработке торцевых канавок. Минирезцы выполняются со стандартизованными хвостовиками 4 мм и 7 мм, что сводит к минимуму номенклатуру резцедержателей для минирезцов. Наружный диаметр резцедержателей серии Top Micro выполнен со следующими размерами: 12 мм; 14 мм; 16 мм; 20 мм и 25 мм.

Пополнение серии T-Clamp (рис. 6.11) экономически выгодными двусторонними пластинами позволит обрабатывать канавки шириной до 4 мм. Резец–сверло с механическим креплением пластины серии T-Clamp, применяемый для наружной обработки, обработки торца, сверления и растачивания отверстий малого диаметра, может обрабатывать внутренние и наружные канавки, начиная с диаметра 12 мм, на вылете до 3 диаметров.

6.4.3. Инструменты серии GOLD RUSH 2010 – достижения компании TaeguTec в точении, расточке и нарезании канавок

Южнокорейская компания TaeguTec продолжает развивать достигнутые успехи в Украине и на мировом рынке в целом, стремясь к лидерству в области инноваций в разработке и производстве металлорежущего инструмента. В 2011 году компания представила инструменты серии GOLD RUSH, что позволило обновить более чем на 60 % линейки ее продукции.

Серия TOP DUTY. В пластинах типа LNMM 40 (рис. 6.12,а) реализована новая концепция в конструкции и технологических свойствах. Инструмент с размером режущей грани 40 мм позволяет вести обработку с глубиной резания 32 мм за один проход. Инновационное решение для крепления пластины придает ей жесткость при обработке сталей на тяжелых режимах. А уникальная геометрия минимизирует усилия резания, что делает возможным точение даже при недостаточной мощности оборудования.



Пластины 50-го типоразмера формы LNMX (рис. 6.12,б) оснащаются двумя совершенно новыми "стружколодами" HD и HY, которые обеспечивают наилучший результат при выражено прерывистом резании, а также при обработке деталей больших габаритов, где необходимо снимать за один проход до 40 мм на сторону при черновой обработке на мощном оборудовании.

Экономически выгодное решение представлено в виде квадратных и ромбических пластин с размерами режущих кромок 19 и 25 мм (рис. 6.12,в).

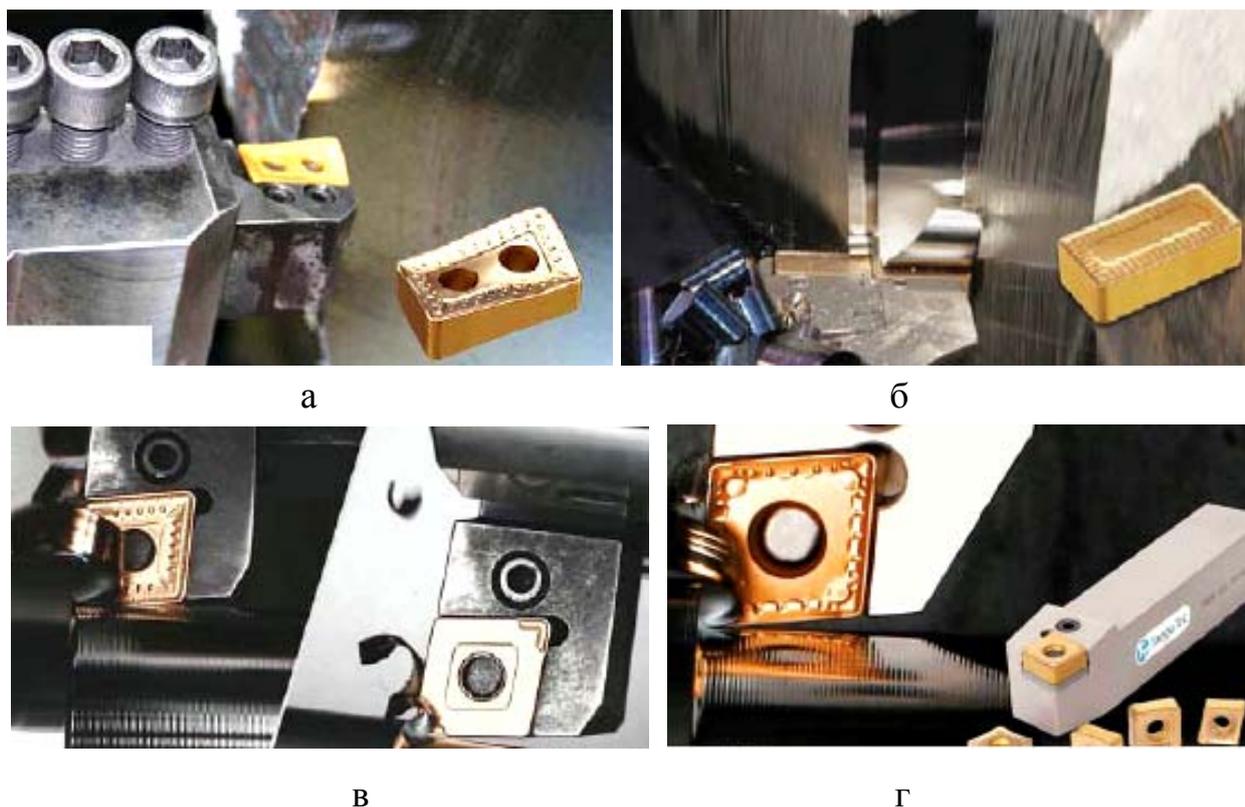


Рис. 6.12. Пластины типа LNMM 40 серии TOP DUTY (а), пластины 50-го типоразмера формы LNMX (б), процесс образования стружки при резании (в), твердосплавные пластины со специальным посадочным местом и стружколомом для получерновой обработки стали (г)

На пластинах для черновой обработки одновременно используются 2 типа "стружколомов". На передней стороне применяется основной тип, предназначенный для чернового точения, а на обратной стороне – для чистового. Подобное решение позволяет "добивать" неиспользованные кромки на инструменте, тем самым сокращая его расход.

В серии TOP DUTY была также расширена линейка квадратных пластин, в которую добавился двухсторонний квадрат 31-го типоразмера. Этот инструмент имеет два типа стружколомающих геометрий: черновые (HD и HT) и чистовые, с возможностью срезать до 25 мм металла на сторону.

Серия пластин TURN RUSH представляет собой твердосплавные пластины со специальным посадочным местом и стружколомом для получерновой обработки стали (рис. 6.12,г). Возможно их применение на высоких подачах до 0,8 мм/об., что делает их лидером среди пластин того же класса.

Серия TOP RAIL. Компания TaeguTec разработала комбинированную державку картриджного типа (рис. 6.13,а), которая минимизирует затраты в случае какой-либо поломки инструмента. На этих державках используются

пластины типа LNMX, представленные в двух типоразмерах (19 мм и 30 мм). Для них были разработаны три новых вида стружколомающей геометрии: TWF, TWM и TWR, которые показывают превосходные результаты как в обработке новых, так и при точении восстанавливаемых железнодорожных колес на вагоноремонтных заводах.



а



б

Рис. 6.13. Комбинированная державка картриджного типа с пластиной типа LNMX (а) и быстросменные державки для ISO пластин (б)

Серия C-ADAPTER. Компания TaeguTec также продолжает расширять номенклатуру станочных оправок. Это касается быстросменных державок для ISO пластин (рис. 6.13,б).

Серия T-TURN. Семейство токарных ISO пластин пополнилось новой серией стружколомающих геометрий для обработки нержавеющей стали. "Стружкол" EM расширяет возможности в обработке вязких материалов и эффективно используется как на черновых, так и на получистовых операциях. Гарантированного стружкодробления и стойкости можно достичь, применяя такую пластину при подачах от 0,13 до 0,5 мм/об. и при этом сохранить высокую чистоту обрабатываемой поверхности.

Серия РС получила положительные углы 5°, 7° и 11°, которые доступны во всех стандартных геометриях. За счет нового стружколома RA расширилась номенклатура круглых пластин типа "чашка". Эта геометрия будет присутствовать в ряде изделий RCMX с типоразмером от 10 до 30 мм. Данный тип пластин позволит использовать их при черновой обработке на низких режимах и при прерывистом резании. Глубина точения может находиться в диапазоне от 1 до 15 мм, в зависимости от типоразмера инструмента.

Работая над вопросами стойкости и производительности при обработке жаропрочных материалов, компания TaeguTec создала новый керамический сплав TC430, специально предназначенный для высокоскоростного резания материалов на основе никеля, таких как Инконель, Waspaloy, Rene и других. Благодаря новым технологиям, керамические пластины в сплаве TC430 можно применять на скоростях от 150 до 350 м/мин.

Компания TaeguTec также представляет 3 новых инструментальных материала на основе кубического нитрида бора. Сплавы ТВ610, ТВ670 и ТВ730 разработаны специально для обработки закаленной стали и чугуна. Они показывают превосходные результаты как при непрерывном резании, так и при работе с ударными нагрузками.

Кроме того, компания вышла на новый уровень в точении труднообрабатываемых материалов пластинами из PCD. Применяя ее инструмент с геометрией типа СВ, можно добиться превосходного стружкодробления в зоне резания, повышая при этом чистоту готовой поверхности и стойкость инструмента в целом.

Серия TOP FEED. В данной серии компанией TaeguTec представлено нестандартное решение для высокопроизводительного точения стали. Инструменты BNMX со стружколомающей геометрией HF (High Feed) имеют неоспоримое преимущество перед другими пластинами ISO стандарта. Несмотря на небольшой типоразмер, изделия данной серии могут работать при подаче до 2,5 мм/об., что с учетом наличия у них 6 режущих кромок выводит этот инструмент в число лучших с точки зрения производительности и экономичности.

Серия TOP MINI. В данной серии хотелось бы выделить пластины и державки для наружного точения с малыми типоразмерами, а также оправки для внутренней расточки с механическим креплением. Минимальный диаметр расточки для них составляет 5 мм.

Серия MODULAR BAR. Стремясь экономить затраты заказчика на инструмент и время оператора на переналадку оборудования, компания

ТаегуТес разработала модульные головки для токарных державок. Имея один установленный хвостовик в станке, с помощью этих изделий можно легко заменить одну модульную головку на другую.

Серия Top Micro. Появление серии Top Micro в номенклатуре фирмы позволяет ей уверенно занять на рынке нишу передового инструмента по расточке отверстий диаметром от 0,6 мм и более.

Серия пластин T-Clamp. Пополнение серии T-Clamp экономически эффективными двусторонними пластинами (рис. 6.14) позволяет обрабатывать канавки шириной до 4 мм. Резец–сверло с механическим креплением пластины из этой серии, который применяется для наружного точения, обработки торцев, сверления и растачивания отверстий малого диаметра, способен также выполнять внутренние и наружные канавки, начиная с диаметра 12 мм. Причем все эти операции можно делать на вылете инструмента величиной до 3 диаметров.



Рис. 6.14. Двусторонние пластины серии T-Clamp

Серия Quad RUSH. Это серия канавочного инструмента, предназначенного для отрезки тонкостенных труб или прутков малого диаметра (рис. 6.15).



Рис. 6.15. Канавочный инструмент серии Quad RUSH

Входящие в нее новые пластины шириной от 0,5 до 2 мм имеют 4 режущие кромки, для которых повторяемость размеров установки составляет $\pm 0,025$ мм. Благодаря жесткости конструкции они позволяют вести высокоскоростную обработку сталей и чугунов.

Неоспоримое преимущество данной серии состоит в том, что на одну державку можно устанавливать любой типоразмер пластины. Это исключает необходимость приобретать и держать на складе большой запас державок, а также позволяет избежать потерь времени на смену инструмента.

6.4.4. Высокоскоростное точение керамикой и CBN

Высокая степень конкуренции среди предприятий, производящих авиационную и космическую технику, приводит к постоянному усовершенствованию конструкций за счет усложнения компонентов, а также благодаря внедрению новых материалов, обладающих увеличенной прочностью, термостойкостью и т.п. В последнее время в аэрокосмической промышленности все шире начали использовать новые материалы. До 2007 года нержавеющей сталь и тугоплавкие сплавы составляли 65 % от используемых материалов. Сейчас их место заняли композиты. Это очень серьезные изменения. Даже чистый титан, применяемый для изготовления автомобильных шасси, сравнительно легко поддавался обработке. Теперь все чаще используют особые высокопрочные сплавы титана, производимые VSMPO-AVISMA Corporation, которые крайне тяжелы в обработке.

Такие изменения влекут за собой абсолютно новые требования к режущему инструменту, с помощью которого должны обрабатываться новые материалы и производиться сложнейшие технологические изделия с не меньшей производительностью, чем ранее.

Компания TaeguTec имеет в своем арсенале набор эффективных инструментальных материалов, проверенных временем на самых сложных в обработке материалах. Сплавы TaeguTec показывают высокие эксплуатационные показатели и обеспечивают высококачественную обработку поверхностей деталей благодаря уникальному химико-физическому составу и современным технологиям спекания и покрытия. Поэтому ниже рассмотрены рекомендации по применению режущих пластин из керамики и со вставками из CBN для операций высокоскоростного точения труднообрабатываемых материалов.

Обработка сталей инструментом, оснащенным вставками с CBN.

Новый сплав ТВ610 имеет высокую коррозионную стойкость и химическую стабильность. Рекомендуется при непрерывном получерновом точении закаленных сталей со значительной твердостью. Сплав ТВ650 обладает еще более высокой твердостью вместе с достаточной "трещиностойкостью", что позволяет применять его при высокоскоростной получистовой обработке легированной, инструментальной и закаленной сталей.

Обработка чугунов инструментом, оснащенным вставками с CBN.

Сплав ТВ730 (ранее известный, как KB90) отличается высокой твердостью и "трещиностойкостью" при черновом точении серых чугунов и чугунов с шаровидным графитом, а сплав KB90A рекомендуется для обработки твердосплавных прокатных валков. Сведения о сплавах CBN приведены в табл. 6.1.

Таблица 6.1

Сплавы CBN

Сплав	ТВ610	ТВ650	ТВ670	ТВ730 (KB90)	KB90A
CBN, %	40 – 50	50 – 60	60 – 70	90 – 95	90 – 95
Твердость	2800 - 3000	3100 – 3300	3200 – 3400	4000 – 4200	3800 – 4000
Особенность	⇐ Бесперывное резание			Прерывистое резание ⇒	
Применение	Закаленная сталь			Чугун	

Высокоскоростное точение керамическими пластинами. Керамические сплавы, в свою очередь, также имеют достаточно высокую твердость и хорошее сопротивление к окислению в сравнении с другими инструментальными материалами. Кроме того, инструмент TaeguTec из керамики обладает улучшенной стойкостью к образованию трещин и ударопрочность при температуре свыше 1000⁰, несмотря на то, что при комнатной температуре это абсолютно хрупкие материалы. Механические и температурные свойства различных металлорежущих материалов показаны в табл. 6.2.

Таблица 6.2

Механические и температурные свойства материалов

	Al ₂ O ₃	Si ₃ N ₄	PCBN	PCD	PCD Hardmetal
Плотность, г/см ³	4,0	3,2	3,4	3,5	14,9
Твердость HV	1900	1700	3700	7000	1400
Ударная вязкость, МПа/м ²	3	6	5	5	12
Теплопроводность, Wm ⁻¹ /K ⁻¹	30	40	100	120	100
Температура окисления, ⁰ C	>2 000	1 300	1 200	650	500

Алюмооксидная керамика (Al_2O_3) имеет великолепное сопротивление к окислению и высокую стойкость при высокоскоростном непрерывном точении материалов на основе железа. Нитрид кремния (Si_3N_4) имеет высокую стойкость к образованию трещин и хорошее сопротивление к окислению. Это лучшее решение в черновой обработке материалов на основе железа.

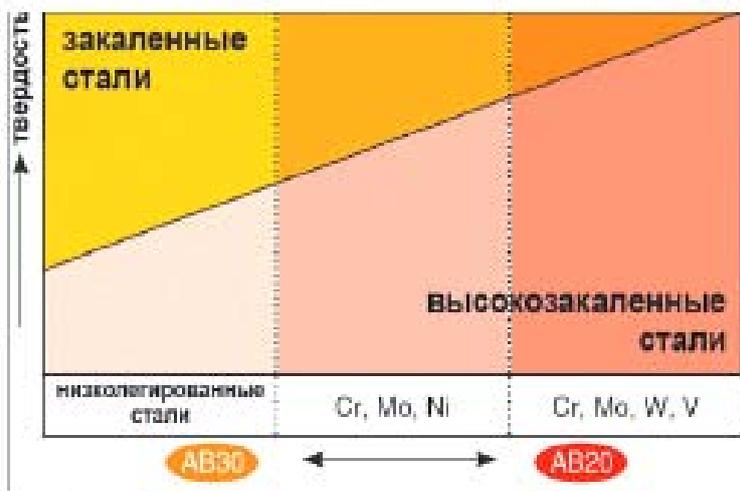
Следует отметить, что керамические пластины компании TaeguTec за последние 10 – 12 лет значительно улучшили свои характеристики в сравнении с ранее применявшимися и успешно конкурируют с лучшими мировыми конкурентами. Благодаря этому такой инструмент все чаще является средством для достижения более высокой производительности по сравнению с твердосплавными пластинами при определенных условиях.

Богатый опыт специалистов компании позволяет выдавать безошибочные рекомендации по применению десятков видов керамических инструментальных материалов. Например, при непрерывном точении чугуна и закаленных материалов однозначно рекомендуется использовать керамику на основе оксида алюминия. А пластины на основе нитрида кремния обладают более высокой стойкостью при черновой обработке чугуна и высокоскоростной обработке жаропрочных материалов на основе никеля. Теперь подробнее:

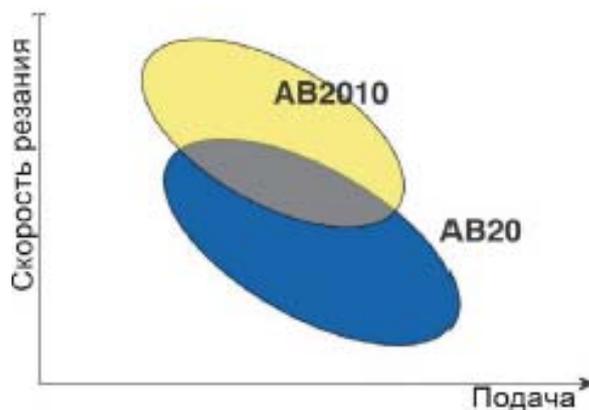
Обработка закаленных материалов, углеродистых и легированных сталей инструментом из керамики. Керамика на основе оксида алюминия применяется для высокоскоростной обработки закаленной стали благодаря превосходному сопротивлению к окислению и температурной стабильности. Компания имеет несколько видов таких керамических сплавов. Например, сплав АВ30 применяется, как правило, для производительного точения сталей, таких как углеродистые и низколегированные.

Сплав АВ20 рекомендуется для точения высоколегированных материалов и сталей с высокой твердостью. Сплав АВ2010 рекомендуется исключительно для чистовой обработки закаленных сталей. На диаграмме (рис. 6.16,а) схематически показана область применения рассмотренных керамических пластин в зависимости от обрабатываемого материала и его твердости. Благодаря высокой твердости и стойкости к окислению сплав АВ20 идеально подходит для механической обработки сверхтвердых материалов типа CrMoNi и инструментальных сталей. Положительные результаты на предприятиях Украины показал керамический сплав АВ2010 с покрытием из нитрида титана. Этот сплав конкурентоспособен более дорогостоящим материалам из CBN в обработке закаленной стали. За счет нанесения покрытия увеличивается

стойкость пластины до 50 % в сравнении с непокрытыми сплавами. Область его эффективного применения показана на рис. 6.16,б.



а



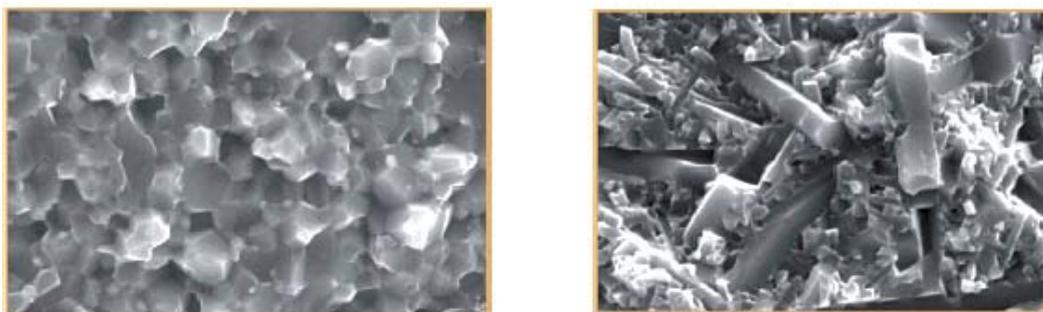
б

Рис. 6.16. Области применения керамических сплавов АВ20 и АВ30 (а) и керамических сплавов при обработке закаленных материалов (б)

Обработка чугунов инструментом из керамики. Как правило, лучшим решением высокоскоростной обработки чугуна являются керамические пластины за счет высокой твердости и умеренной вязкости. Керамический сплав из чистого оксида алюминия AW20 (рис. 6.17,а) лучше всего применять в высокоскоростной обработке чугунных деталей типа цилиндр.

Обладая превосходной стойкостью к окислению и температурной стабильности, этот материал значительно превосходит по этим параметрам аналогичные сплавы других производителей. Керамика же на основе нитрида кремния (AS500 (рис. 6.17,б) и AS10) имеет повышенное сопротивление к выкрашиванию и умеренную твердость. Поэтому данные сплавы рекоменду-

ется использовать для черновых операций в токарной обработке всех видов чугуна. Например, для производства таких деталей, как чугунный автомобильный диск и фрезерование блока цилиндров. Сплавы же AW30 и SC10 являются лучшим выбором для обработки серых чугунов и чугунов с шаровидным графитом.



а б
Рис. 6.17. Сплав AW20 (а) и сплав AS500 (б)

Обработка жаропрочных сталей инструментом из керамики. Высокопроизводительную обработку жаропрочных сталей, а также материалов на основе никеля эффективнее осуществлять керамическими пластинами. Данный тип труднообрабатываемых материалов обычно применяется для производства изделий в аэрокосмической отрасли или в энергетике. Керамику на основе нитрида кремния (AS20) рекомендуют для высокоскоростной обработки точением и даже фрезерования материала Инконель 718. Данный сплав имеет высокую стойкость к выкрашиванию и умеренную температурную стабильность.

Компания TaeguTec, обновив линейку инструментов из керамики пластинами, изготовленными по технологии Wisker, предлагает для высокоскоростной обработки высокопрочных и жаропрочных материалов сплав TC430 (рис. 6.18).

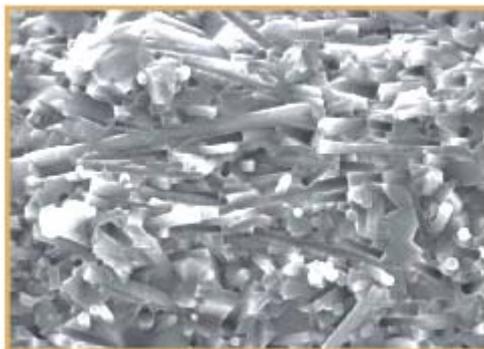


Рис. 6.18. Структура сплава TC430

Обладая "подложкой" из оксида алюминия (Al_2O_3) и нанесенными кристаллами из карбида кремния (SiC) с повышенной стойкостью к окислению, новый сплав обеспечивает уникальные показатели стойкости и к выкрашиванию, и к стиранию. Сплав TC430 показал лучший результат при высоких температурах, связанных с высокими скоростями резания, благодаря комбинации уникальной физической микроструктуры и химических свойств. Эта его особенность позволяет обрабатывать жаропрочные материалы на основе никеля (сплав Инконель, Веспаллой и Рене), сплавы на основе титана, кобальта, а также закаленные стали и чугуны на высоких скоростях резания. Область эффективного применения описанных сплавов показана на рис. 6.19.

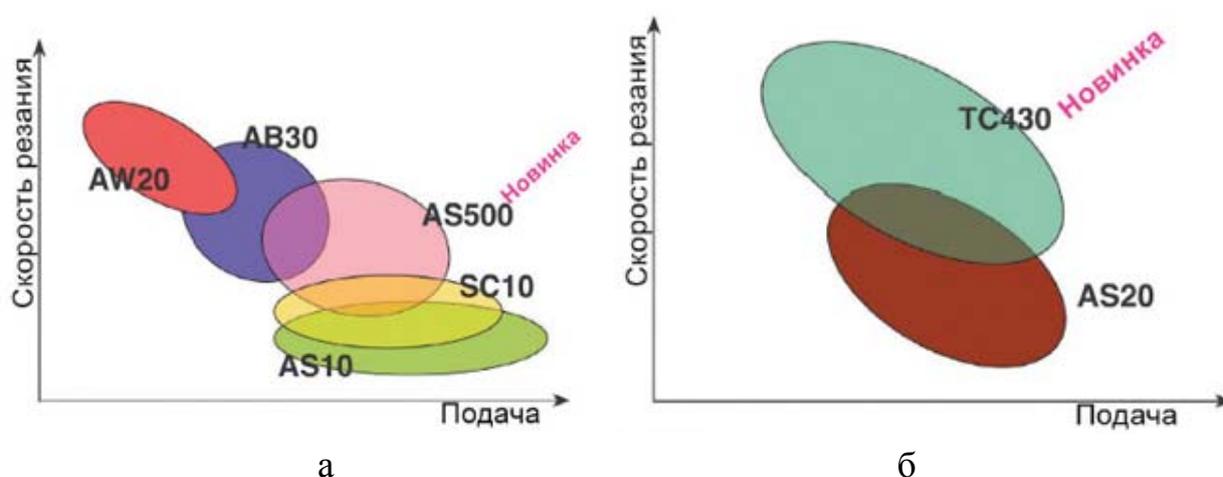


Рис. 6.19. Область эффективного применения керамических сплавов при обработке чугуна (а) и область эффективного применения керамических сплавов при обработке жаропрочных материалов (б)

Общие данные о применении инструментальных материалов из керамики на операциях точения. Керамические сплавы, в случае их оправданного применения, обеспечивают крайне высокую производительность и значительно сокращают машинное время и затраты на инструмент по сравнению с твердосплавными пластинами. Характеристики керамических пластин TaeguTec представлены в табл. 6.3 (рис. 6.20). Из табл. 6.3 видно, что сплавы на основе нитрида кремния (AS10 и AS500) имеют высокую стойкость к выкрашиванию по сравнению с материалами на основе оксида алюминия, обладающими более высокой твердостью. Детальное сравнение сплавов на основе нитрида кремния и оксида алюминия можно посмотреть в табл. 6.4.

Учитывая продолговатую микроструктуру зерен, можно сделать вывод, что нитрид кремния достаточно вязкий, а значит, более механически проч-

ный, чем оксид алюминия. В то же время оксид алюминия является более твердым материалом по причине жесткой мелкозернистой структуры. Становится очевидной рекомендация сплавов AS10 (или AS500) для черновой обработки чугунов, тогда как сплавы AW20, AB20 и AB30 следует применять для беспрерывного чистового точения на высоких скоростях.

Таблица 6.3

Физические свойства керамических металлорежущих сплавов TaeguTec

Сплав	AW20	AB20	AB30	TC430	AS 500	SC10	AS10	AS20
Состав	Al ₂ O ₃ ZrO ₂	Al ₂ O ₃ Ti(C _i N)	Al ₂ O ₃ TiC	SiC Whisker	SiAlON	CVD Si ₂ N ₄	Si ₂ N ₄	Si ₃ N ₄ TiN
Плотность	4,05	4,3	4,25	3,74	3,21	3,22	3,22	3,5
Твердость HRA	93,8	94,5	94,5	95,1	93,9	93,6	93,7	93,0
Кс (МПа/м ^{1/2})	3,0	3,2	3,5	3,5	4,3	4,5	6,0	5,0
Особенность	← Химическая стабильность			Физическая стабильность →				
Применение	Чугун	Закален- ная сталь	Чугун	Жаропроч- ные сплавы	Чугун		Жаро- прочн. сплавы	



а



б



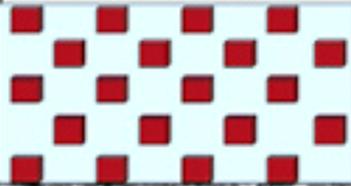
в



г

Рис. 6.20. Керамические пластины из сплавов:
AB20 (а), AB30 (б), AW20 (в), AS10 (г)

Состав керамических пластин на основе алюминия и нитрида кремния

Сплав		AS500 (Нитрид кремния)	AB20 (оксид алюминия)
Состав	Основа	Si_3N_4	3.4
	Добавление	Al_2O_3 или окись	TiC, TiN и т.п.
Стойкость к выкрашиванию		5-7	3-4
Твёрдость (Hv)		1600-1900	1800-2100
Схематическая диаграмма и микроструктура			
			

Без сомнения, лучшим советником в выборе режущего материала является опыт технологов любого предприятия. Технологи представительства "ТаегуТек Украина" на протяжении многих лет успешно осваивают на практике методики правильного выбора режущих материалов и подбора режимов резания для предприятий Украины.

6.4.5. Высокоточные инструментальные решения для обработки деталей малых габаритов

Новые разработки компании ТаегуТек предоставляют возможность решить большую часть задач при обработке деталей малых габаритов. Ключевую роль в этом играет специально разработанный для производства мелких деталей инструмент серии Top Mini.

Технологический прогресс в автомобильной, медицинской, электронной и аэрокосмической отраслях привел к миниатюризации, повышенной точности и сложности механических устройств и других используемых компонентов (рис. 6.21). Это вызвало всплеск потребления передовых высокоточных станков и специальных режущих инструментов, участвующих в процессах прецизионной обработки миниатюрных деталей. В частности, наблюдается заметное увеличение спроса на токарные автоматические станки с ЧПУ (рис. 6.30,а) – до 40 % только в 2010 – 2011 г.г.



Рис. 6.21. Примеры обработанных деталей

Для реализации всех возможностей подобного дорогостоящего оборудования предъявляются особые требования к металлорежущему инструменту.

Повышенная плотность устанавливаемого инструмента, обусловленная необходимостью расположения резца максимально близко в направляющей втулке, делает систему более жесткой, но существенно осложняет смену пластин и державок. По той же причине количество потенциального инструмента, который можно установить на станок, приходится максимально сокращать. Особая конструкция токарных автоматных резцов компании TaeguTec позволяет эффективно разместить максимальное количество инструмента в резцедержателе и в то же время оставить его легкодоступным для замены лезвия целиком либо режущей пластины.

Компания TaeguTec предлагает наилучшие решения для любого токарного обрабатывающего центра, применяемого для обработки мелких деталей из нержавеющей сталей, титана или других труднообрабатываемых сплавов.

Производительность, улучшение качества обработки и оптимальный подбор режущего материала при производстве небольших деталей являются основными требованиями к стандартному и специальному инструменту компании TaeguTec для данной задачи. Инструмент серии Top Mini специально разработан для быстрого и точного производства мелких деталей. Эффективность инструмента является решающим критерием выбора производителя инструмента для автомобильной, медицинской, электронной и аэрокосмической отраслей промышленности.

Серия Top Mini включает в себя инструмент как для наружного точения, так и для внутренней обработки.

Инструмент серии Top Mini для внутренней обработки представляет собой инструмент со сменными многогранными пластинами, который позволяет обрабатывать детали с минимальным диаметром отверстия от 6 мм. Используемые пластины имеют острую и точную режущую кромку, что уменьшает усилия резания и вибрации. Прецизионное точение и гарантируемое высокое качество обработанной поверхности позволяют исключить дополнительные операции чистовой обработки. Доступны два типа державок: со стальным и твердосплавным хвостовиками. Специальный дизайн державки и применение подкладной пластины гарантируют увеличенную долговечность корпуса, а так же улучшенный стружкоотвод.

Инструмент серии Top Mini для наружной обработки включает в себя державки с обратным зажатием сечением 10×10 мм и 12×12 мм.

Державки с системой зажима В-вида компании TaeguTec специально разработаны для станков "швейцарского" типа. Специализированный дизайн державки позволяет менять изношенную пластину, не извлекая инструмент из посадочного места. Более того, простая конструкция зажима гарантирует превосходное постоянство размера после переналадки.

Преимущества данной серии:

- быстрая смена пластины с простой системой крепления,
- доступ к креплению с двух сторон с уникальным обратным и прямым зажимом.

Для достижения безупречных результатов при обработке маленьких деталей державками серии MiniTurn рекомендуется использовать новые пластины с универсальной стружколомающей геометрией типа SA (рис. 6.22). Пластины с таким стружколомом обладают полированной поверхностью, благодаря которой достигается непревзойденная чистота поверхности на малых деталях. Улучшенная режущая кромка, эффективное стружкодробление даже на низких подачах и глубинах резания обеспечивают высокую точность при обработке. Пластины с новым стружколомом SA изготовлены из мелкозернистых сплавов TT9020 и TT5080, на которые наносится покрытие методом PVD. Комбинация усовершенствованного сплава и современного полированного покрытия гарантирует высокую износостойкость к сколам пластины, препятствует налипанию на нее вязких материалов. Что, безусловно, положительно отражается на качестве обработки и стойкости режущего инструмента.

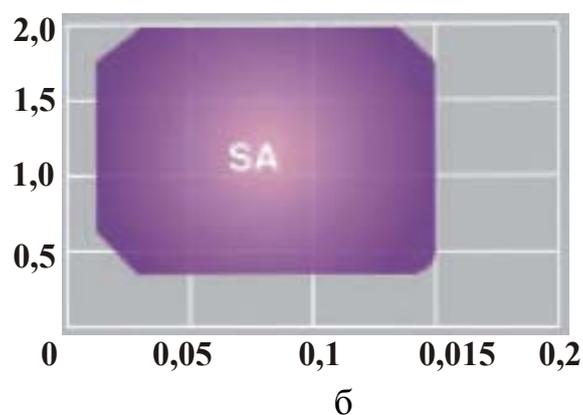
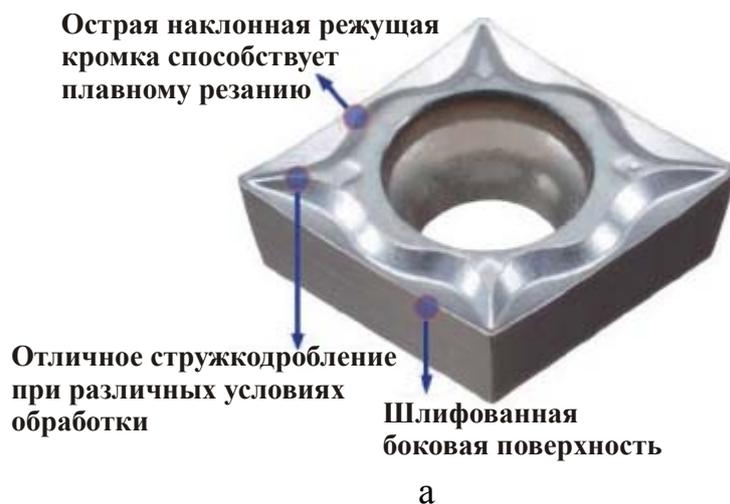


Рис. 6.22. Стружколом типа SA (а) и область его эффективного применения (б)

Преимущества пластин с новым стружколомом SA:

- высокая точность гарантируется шлифованной периферийной поверхностью;
- низкие силы резания, обусловленные функциональной острой наклонной кромкой с широкой канавкой;
- эффективное стружкодробление на низких подачах и глубинах резания за счет оптимизированной стружколомающей геометрии;
- различные радиусы при вершине пластины: R 0,1; 0,2 и 0,4 мм.

Пополнилась также линейка инструмента для обработки ультрамалых деталей пластиной с позитивным стружколомом PC (рис. 6.23).

Новая односторонняя пластина со стружколомающей геометрией PC рекомендуется для получистовой и чистовой обработки. Особенностью работы пластин со стружколомом PC является низкая сила резания при обработке. При этом достигается высокое качество поверхности и повышается стойкость инструмента. Инновационный дизайн геометрии PC применим для производительной обработки сталей, нержавеющей сталей, а также чугунов.

Преимущества пластин со стружколомающей геометрией РС:

- низкие усилия резания за счет позитивного переднего угла и геометрии режущей кромки;
- универсальность применения для различных материалов;
- чистовая и получерновая обработка.

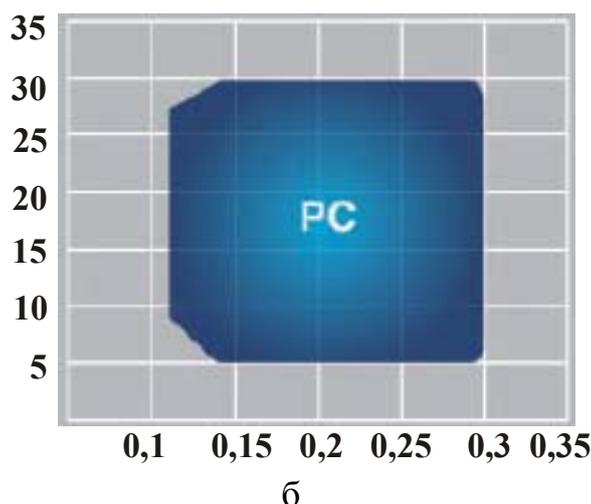


Рис. 6.23. Стружколом со стружколомающей геометрией РС (а) и область его применения (б)

6.4.6. Новые решения для высокоскоростной обработки сталей

Компания TaeguTec, поддерживая свои лидирующие позиции в разработке и внедрении инструмента для высокопроизводительной обработки металлов, представляет уникальную профильную стружколомающую геометрию НВ для токарных пластин, которую можно с высокой эффективностью использовать на черновых и получистовых операциях на станках с небольшими усилиями резания (рис. 6.24). Пластины с геометрией НВ обеспечивают не

только высокую производительность, но и отличное качество обрабатываемой поверхности за счет хорошей эвакуации стружки. Дополнительный бонус – увеличивается срок службы инструмента.

Пластины с новой геометрией НВ устанавливаются на державки, обладающие уникальной системой крепления пластины, гарантирующей двойное усилие зажима. Если сравнить такую систему с методом крепления ISO пластин, то эксперименты подтверждают, что новая концепция геометрии пластины в комплексе с уникальной державкой от TaeguTec сводит к минимуму нагрузку на станок и увеличивает стойкость режущей пластины.



Рис. 6.24. Особенности пластин со стружколомающей геометрией НВ

Анализируя два метода крепления зажима пластины, следует отметить значительно большее пятно контакта с подкладной пластиной и державкой и равномерно распределенную нагрузку.

Сравнивая на практике две системы крепления в процессе точения, получаем следующий результат.

Режимы резания: $V=170$ м/мин, $f=0,8$ мм/об., $a_p=5,0$ мм.

Материал детали: сталь 45.

Заготовка: $\varnothing 150$ мм \times L320 мм.

Из табл. 6.5 видно, что используя державку с двойным усилием зажима, стойкость пластины увеличивается на 30 %.

Сравнивая новую геометрию пластины и уникальную концепцию зажима TaeguTec с инструментом других компаний, можно сделать выводы о чистоте обработанной поверхности и об усилии резания при обработке.

Таблица 6.5

Результаты испытаний пластины CNMX 160712 HB

Державка	Пластина	Подкладная пластина	Стойкость пластины
PCLNR (ISO)	CNMX 160712 HB	LSC 53-NXS	6 деталей
HCLNR		LSC 54-NX	8,5 деталей

Режимы резания: $V = 150$ м/мин,

$$a_p(\text{мм}) \times f(\text{мм/об.}) = 8 \times 0,5 \rightarrow 5 \times 0,5 \rightarrow 5 \times 1,0.$$

Материал детали: сталь 45.

Длина заготовки: 630 мм, длина точения: 100 мм.

Испытуемые пластины: CNMG 160612 (производитель А), CNMM 160612 (производитель Б) и CNMX 160712 (производитель TaeguTec).

Как видно из табл. 6.6, в которой приведены результаты испытаний, стружколом HB показывает наилучшие результаты по чистоте обработанной поверхности на всех режимах резания (рис. 6.25,а).

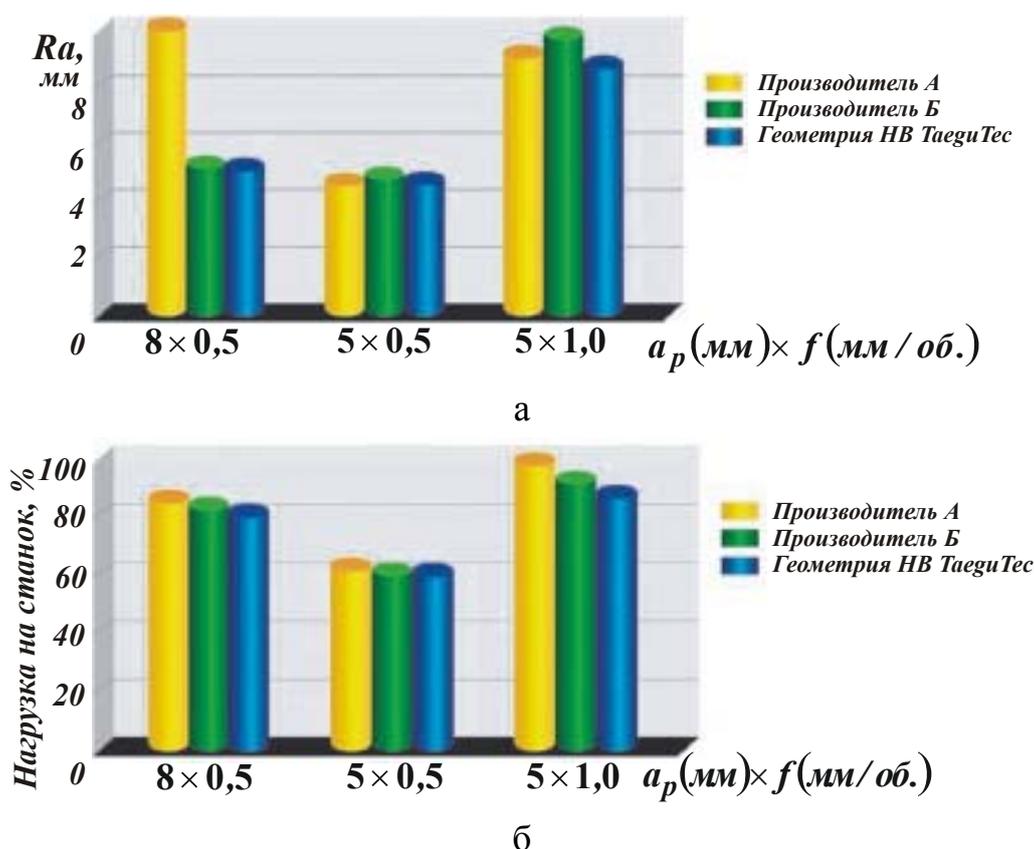


Рис. 6.25. Результаты по чистоте поверхности Ra (а) и по усилию резания (б)

Как видно из табл. 6.7, при работе двухсторонней пластиной со стружколомающей геометрией HB от компании TaeguTec станок нагружен не-

сколько меньше, чем в случае с односторонней пластиной производителя Б, и значительно меньше, чем при работе двусторонней пластины производителя А (рис. 6.25,б). Кроме геометрии пластины на результат влияет и прилегание режущей пластины к подкладной пластине.

Таблица 6.6

Результаты по чистоте поверхности Ra (мм)

a_p (мм) × f (мм/об.)	8×0,5	5×0,5	5×1,0
CNMG 160612 (производитель А) двусторонняя	х	4,65	9,0
CNMM 160612 (производитель Б) односторонняя	5,25	4,9	9,65
CNMX 160712 (производитель TaeguTec) двусторонняя	5,15	4,6	8,8

Таблица 6.7

Результаты по усилию резания (нагрузка на станок), %

a_p (мм) × f (мм/об.)	8×0,5	5×0,5	5×1,0
CNMG 160612 (производитель А) двусторонняя	х	4,65	9,0
CNMM 160612 (производитель Б) односторонняя	5,25	4,9	9,65
CNMX 160712 (производитель TaeguTec) двусторонняя	5,15	4,6	8,8

Наиболее популярны на предприятиях Украины пластины со стружколомом НВ: серии CNMX 1607 и SNMX 1507 с радиусами 1,2 мм и 1,6 мм. Область применения пластин показана на рис. 6.26.

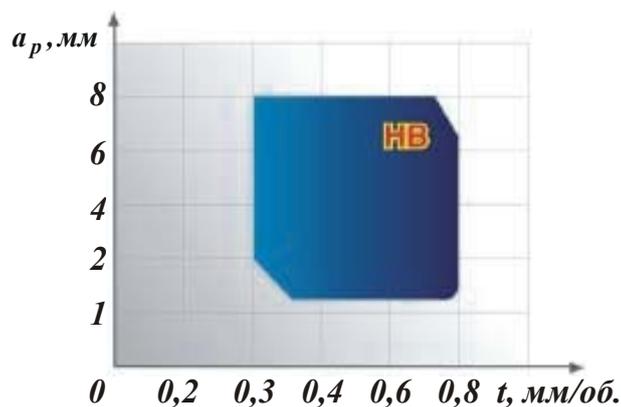


Рис. 6.26. Область применения пластин с геометрией НВ

Пластины TaeguTec, имеющие геометрию НВ, рассчитаны на удаление больших объемов металла за малое количество времени с результатом в виде хорошей чистоты поверхности благодаря низким усилиям резания. Таким образом, планируя бюджет на закупку оборудования, предприятие может с уверенностью приобретать менее дорогостоящие станки с невысокими энергоси-

ловыми характеристиками. Такой подход существенно снижает срок окупаемости сделанных инвестиций, благодаря применению новых инструментальных разработок компании TaeguTec. Несколько предприятий Украины уже успели полноценно испытать пластины со стружколомом НВ, достигнув хороших экономических результатов путем замены менее эффективного инструмента на инструмент компании TaeguTec.

Еще одна очень успешная разработка компании TaeguTec – новая пластина для ультравысоких подач до 3 мм/об. (рис. 6.27). Данное решение предназначено для увеличения производительности и сокращения времени обработки на финишных операциях. Двусторонняя пластина типа BNMХ, имеющая шесть режущих кромок, применяется на операциях торцового и продольного точения и, порой, сокращает время обработки в 2,5 раза по сравнению со стандартными ISO пластинами.

Оптимизированная стружколомающая геометрия

- Дизайн пластины рассчитан для работы на высоких подачах
- Низкие усилия резания благодаря позитивной режущей кромке
- Уникальные три точки зажима гарантируют стабильность процесса обработки

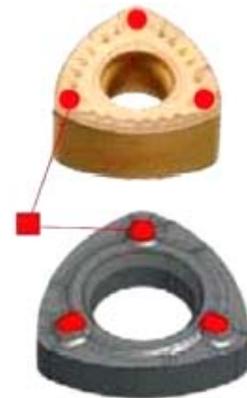


Рис. 6.27. Особенности пластин с геометрией НВ

Пластины устанавливаются на державки с двойным усилием зажима, описанные выше, что добавляет жесткости процессу обработки. Пластина BNMХ рассчитана на работу при глубине до 2,5 мм и подаче до 3 мм/об. !!! Что касается чистоты обработанной поверхности этой пластиной, то получены следующие теоретические показатели, приведенные на рис. 6.28.

Практически можно получить результат после проведения тестового испытания, сравнивая пластину BNMХ со стандартными ISO пластинами других производителей.

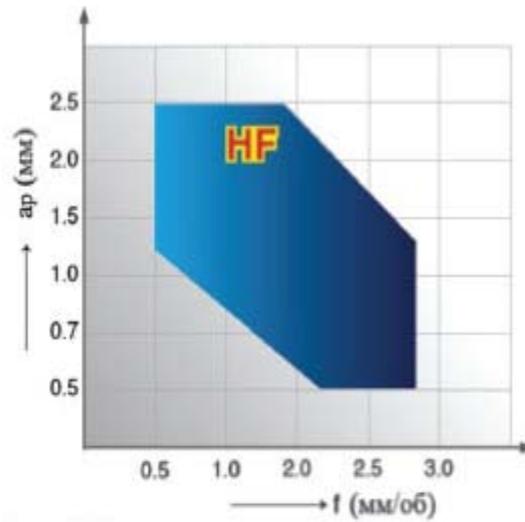
Режимы резания: $V=150$ м/мин;

$a_p(\text{мм}) \times f(\text{мм/об.}) = 0,75 \times 1,5 \rightarrow 0,75 \times 2,0 \rightarrow 0,75 \times 2,5 \rightarrow 0,75 \times 3,0$.

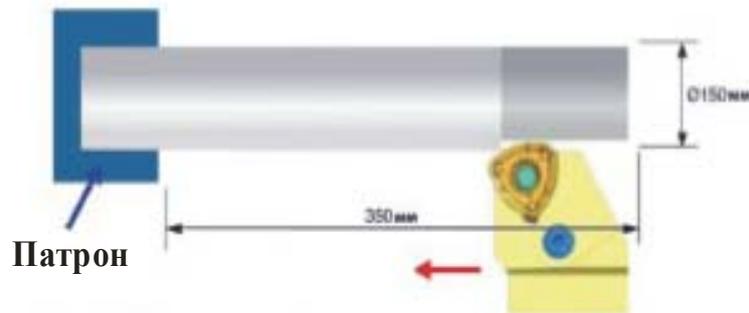
Материал детали: сталь 45.

При одинаковых режимах резания пластина компании TaeguTec показывает лучший результат по чистоте обработанной поверхности. При работе

на высоких подачах пластинами типа А и Б местами возникала вибрация (рис. 6.29).



а



б

Рис. 6.28. Область применения пластин с геометрией HF (а) и эскиз обработки детали (б)



Рис. 6.29. Обработанная поверхность. Следы от вибрации

Обработка же пластиной BNMХ оказалась более стабильной и не вызывала вибраций при продольном точении. Установлено, что стружкодробление пластины BNMХ с геометрией НВ является самым стабильным (рис. 6.28,а). Пластина обеспечивает эффективную обработку на больших подачах, где пластины других производителей ломаются.

Итак, результатами внедрения пластин компании TaeguTec типов BNMX и CNMX для машиностроительного предприятия могут быть:

- уменьшение себестоимости изделия и увеличение возможностей производства за счет повышения производительности (режимов обработки);
- улучшение качества обработанной поверхности;
- экономия на закупке режущего инструмента;
- экономия на инвестициях в металлорежущее оборудование.

6.4.7. Пластины серии BLACK RUSH для обработки чугуна

Компания TaeguTec стремится предложить потребителям инструмент с максимально стабильными характеристиками по стойкости, чтобы каждая режущая кромка пластины обеспечивала стабильную обработку максимального количества деталей: сегодня, завтра и послезавтра – вне зависимости от колебаний качества получаемых заготовок. Пример тому – новые пластины серии Black Rush для обработки чугуна (рис. 6.30).



а



б

Рис. 6.30. Пластины серии BLACK RUSH для обработки чугуна (а)
и чугунные детали (б)

Обработка чугуна является одной из самых широко применяемых операций в машиностроении и, в частности, в автомобилестроении. В этой отрасли чугуны применяют для изготовления следующих ответственных деталей: блока цилиндров, тормозных барабанов и дисков, картеров дифференциала, стержней, маховиков и многих других технологически сложных в производстве изделий (рис. 6.30,б). На предприятиях Украины из чугуна чаще всего изготавливают такие детали: гильза блока цилиндров, корпус гидромотора, колесо рабочее насоса, ось, ролик, ступица, поршень, прокатные валки для металлургии и т.д.

Обработка чугуна резанием является одной из интереснейших задач. И, прежде всего, это связано с неоднородностью его структуры, зависящей от марки, места и качества производства. В связи с этим обработка каждого нового изделия требует индивидуального подхода со стороны технологической службы. Поэтому при обработке чугунов можно получить абсолютно разный расход режущего инструмента в связи с непредсказуемым влиянием структуры чугуна на стабильность обработки: в одной партии деталей стойкость может составлять 100 деталей на режущую кромку, в следующей партии – вдвое меньше.

Компания TaeguTec стремится предложить потребителям инструмент с максимально стабильными характеристиками по стойкости, чтобы каждая режущая кромка пластины обеспечивала стабильную обработку максимального количества деталей: сегодня, завтра и послезавтра – вне зависимости от колебаний качества получаемых заготовок. Достичь таких результатов позволили разработки новых инструментальных сплавов, которые выгодно отличаются повышенной ударной вязкостью и прочностью в сочетании с сопротивлением к износу. Такие сплавы хорошо зарекомендовали себя как при прерывистом черновом резании, так и при чистовой обработке чугуна.

Для изготовления автомобильных комплектующих чаще всего используют серый и высокопрочный чугун. Как показывает опыт, на обработку резанием высокопрочного чугуна расходуется в три раза больше инструмента, чем на обработку серого. Связано это с тем, что высокопрочный чугун с шаровидным графитом содержит больше кремния, легирующих элементов и карбидов, повышающих твердость и, соответственно, трудоемкость механической обработки. В сером чугуне включения пластинчатого графита при резании ослабляют металлическую основу чугуна, что способствует повышению ломкости стружки на графитовых включениях и тем самым улучшению процесса резания.

При обработке высокопрочных чугунов резанием выделяется значительное количество тепла. Для предохранения инструмента от пластических деформаций, связанных с воздействием повышенных температур, на твердосплавные пластины TaeguTec наносят достаточно толстое многослойное покрытие (около 20 мкм), в котором слой оксида алюминия Al_2O_3 (рис. 6.31) защищает основу пластины – твердый сплав, от перегрева. Кроме того, Al_2O_3 химически стабилен: он не вступает в реакцию с чугуном, что позволяет избежать химического износа пластины. Более того, компания TaeguTec все чаще практикует покрытия, в которых Al_2O_3 чередуется с толстыми слоями карбонитрид титана TiCN.

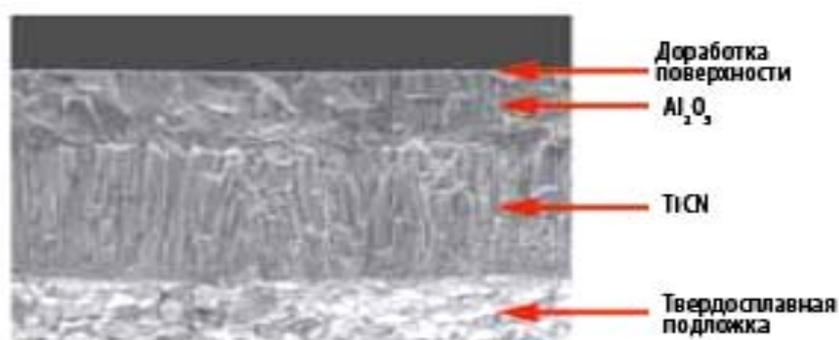


Рис. 6.31. Фотография микроструктуры пластины

Сплавы нового поколения серии Black Rush, пластины из которого рекомендуются для обработки серого и высокопрочного чугуна, были представлены специалистами компании TaeguTec в качестве замены ранее применяемых сплавов марок TT1300 и TT7310.

Благодаря инновационным и запатентованным технологиям спекания твердых сплавов и нанесения покрытий, компания TaeguTec запустила новую линию по изготовлению пластин из твердых сплавов марок TT7005 и TT7015 с многослойным покрытием, которое наносят методом CVD. Пластины, изготавливаемые по разработанным технологиям, являются лучшим выбором для обработки серого и высокопрочного чугуна, обеспечивая высочайшую производительность без риска увеличения расхода инструмента (рис. 6.32).

Новый и улучшенный процесс нанесения покрытия на пластину снижает ее износ по задней поверхности и износ в виде лунки, часто возникающий на режущей кромке при высокоскоростной обработке серого чугуна. Секрет в том, что уже после нанесения покрытия Al_2O_3 на пластину применяется дальнейшая специальная обработка ее поверхности для улучшения шероховатости поверхности. Применение пластин серии Black Rush, изготавливаемых по

технологии доработки качества покрытия, позволяет снизить силу резания до 25 % по сравнению с ранее применяемыми пластинами из сплавов марок ТТ1300 и ТТ7310. Сплавы Black Rush гарантируют стабильную стойкость инструмента вне зависимости от незначительных колебаний качества материала обрабатываемой заготовки, обеспечивая стабильность и прогнозируемость расходов режущего инструмента на производство деталей из чугуна.

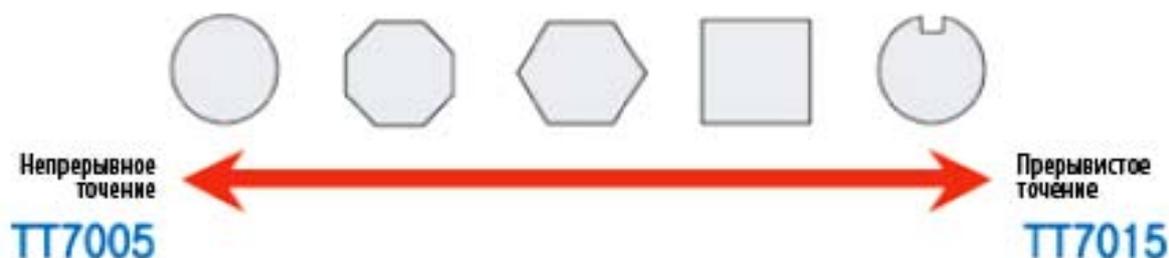


Рис. 6.32. Область применения сплавов ТТ7005 и ТТ7015

Физико-механические свойства сплава марки ТТ7005 способствуют его высокой износостойкости и определяют как лучший выбор для высокоскоростной обработки серого или высокопрочного чугуна, а значит, для повышения производительности обработки. В то же время высокая износостойкость и стойкость к сколам сплава марки ТТ7015 обеспечивают отличную эффективность при резании серого и высокопрочного чугуна в условиях работы с ударом. Например, в связи с геометрией и (или) неоднородностью свойств поверхности заготовки.

Применение пластин из сплава марки ТТ7005 серии BlackRush рекомендуется:

- для высокоскоростной обработки серого и высокопрочного чугуна;
- для обеспечения оптимальной производительности при высокоскоростной непрерывной обработке чугуна, благодаря отличной износостойкости пластин.

Применение пластин из сплава марки ТТ7015 рекомендуется:

- для общей обработки серого и высокопрочного чугуна;
- при прерывистом резании, благодаря надежной и стабильной стойкости за счет более высокой прочности при указанных условиях;
- при прерывистом резании, благодаря улучшенной стойкости к сколу и более высокой прочности за счет высокой адгезии между слоями покрытия и подложкой.

6.4.8. Обработка с охлаждением под высоким давлением

Отвечая на запросы многих предприятий по механической обработке труднообрабатываемых материалов, таких как титан, инконель и других жаропрочных сплавов, компания TaeguTec делает прорыв в области отрезки и обработки канавок в труднообрабатываемых материалах и представляет новый инструмент с подачей СОЖ под высоким давлением (рис. 6.33).



Рис. 6.33. Инструменты для обработки с охлаждением под высоким давлением

При обработке канавок и отрезке способность инструмента обеспечивать подачу СОЖ под высоким давлением позволяет улучшить процесс стружкодробления, уменьшить время цикла и увеличить стойкость инструмента при обработке большинства материалов. Однако при обработке труднообрабатываемых материалов становится все труднее обеспечивать эффективное стружкодробление, особенно со стандартной системой наружной подачи СОЖ на операциях с низкой подачей.

Применение серии инструмента T-Burst компании TaeguTec позволяет получить преимущества в производстве изделий из труднообрабатываемых материалов при более низких затратах в условиях обработки на низких подачах. В новой серии инструментов с подачей СОЖ под высоким давлением T-Burst охлаждение подается по внутреннему каналу державки через отверстие, которое расположено в верхней части корпуса точно над пластиной (рис. 6.33). Подача охлаждающей жидкости на режущую кромку пластины происходит с достаточной силой и скоростью, позволяя таким образом смазывать материал и режущий инструмент, а также обеспечивать эффективное

охлаждение, превосходное стружкодробление и повышение стойкости инструмента, предотвращая налипание материала на кромку.

Инструменты с подачей СОЖ под высоким давлением T-Burst представлена двумя типами державок: TTER/L-TB, TTER/L-SH-TB и TQHR/L серии QuadRush. Державки TTER/L-TB квадратного сечения представлены двумя типоразмерами: 20 и 25 мм, а диапазон ширины режущих пластин: от 3,0 до 8,0 мм. Державки типа TTER/L-SH-TB доступны в сечениях 12×12 мм и 16×16 мм, оснащены конструкцией бокового крепления пластин для быстрой и легкой замены на оборудовании швейцарского типа. Державки квадратного сечения серии QuadRush изготавливаются со следующими типоразмерами: 12, 16, 20 и 25 мм, а режущие пластины можно применять для обработки с глубиной резания до 5,2 мм. В державках серии T-Burst используется давление СОЖ до 340 бар, благодаря чему достигается повышенная стойкость инструмента по сравнению с державками, оснащенными наружной подачей СОЖ под нормальным давлением.

С целью сравнения эффективности новой серии T-Burst инструмента и инструмента, в котором применяется обычная наружная подача СОЖ в 10 бар, были проведены разнообразные технические испытания отрезки и нарезания канавок на труднообрабатываемых материалах. Так, при обработке канавок на заготовке из Inconel 718 при одинаковых условиях применение новых T-Burst инструментов позволило повысить их стойкость не менее чем на 75 %. В ряде других испытаний зафиксированы следующие значительные эффекты обработки: повышение стойкости T-Burst инструментов на 400 % при обработке титанового сплава, на 50% при обработке нержавеющей стали и на 800 % при обработке алюминиевых сплавов! В отдельных сравнительных испытаниях с использованием высоко популярной серии QuadRush при выполнении операций нарезания мелких канавок T-Burst инструменты продемонстрировали увеличение их стойкости на 180 % в сравнении с инструментом с обычной наружной системой подачи СОЖ.

6.4.9. Повышение эффективности обработки чугуна резанием

В настоящее время обработка чугуна резанием является одной из сложнейших задач в машиностроении. Эффективные решения от компании TaeguTec позволяют оптимизировать существующие технологические процессы обработки чугуна.

Чугун широко используется во многих отраслях промышленности, особенно в такой инновационной и прогрессивной области, как автомобилестроение. Именно в этой области чугун применяют для изготовления самых ответственных частей: блока цилиндров, тормозных барабанов и дисков, картеров дифференциала, стержней, маховиков и многих других технологично сложных деталей.

Чугун – это сплав железа с углеродом, в котором содержание углерода превышает 2,14 %. В промышленности используют практически все виды чугунов, включая ковкий, белый, серый и высокопрочный с шаровидным графитом. Одним из основных недостатков обработки чугуна резанием является непостоянная стойкость режущего инструмента. Поэтому при обработке чугунов можно получить различный расход режущего инструмента на одну деталь: при обработке одной партии стойкость может составлять 100 деталей на режущую кромку, для другой партии – 60 деталей на режущую кромку. Одни специалисты утверждают, что причина такого результата – неоднородное содержание углерода в структуре чугуна, другие ссылаются на случайный фактор во время получения заготовки из чугуна.

Поэтому целью компании TaeguTec является стремление обеспечить стабильную стойкость инструмента при обработке различных партий деталей. Это достигается применением разработанных компанией TaeguTec новых сплавов, которые выгодно отличаются повышенной ударной вязкостью и прочностью в сочетании с сопротивлением к износу. Они эффективны как при прерывистом черновом резании, так и чистовой обработке чугуна.

Для изготовления автомобильных комплектующих наиболее часто используются серый и высокопрочный чугун. На обработку высокопрочного чугуна, как правило, затрачивается в три раза большее количество инструмента, чем на обработку серого чугуна. Это объясняется тем, что высокопрочный чугун содержит больше кремния и легирующих элементов в виде труднообрабатываемых карбидов. В высокопрочном чугуне графитовые включения имеют форму шара, окруженного оболочкой из карбида кремния. В сером же чугуне графит представлен в виде чешуек и достаточно легко обрабатывается резанием. Поэтому при обработке высокопрочных чугунов выделяется значительное количество теплоты.

Для эффективной обработки в этих условиях на все твердосплавные пластины компания TaeguTec (рис. 6.34,а), предназначенные для обработки чугуна, наносится достаточно толстое многослойное покрытие (около

20 мкм), включающее в себя слой Al_2O_3 (оксида алюминия), который защищает основу твердосплавной пластины от перегрева. Кроме того, оксид алюминия химически стабилен: он не вступает в реакцию с чугуном, что позволяет избежать химического износа пластины. Часто используют покрытия, в которых слой Al_2O_3 чередуется с толстыми слоями TiCN (карбонитрид титана) (рис. 6.34,б).



Рис. 6.34. Фрезерные пластины для обработки чугуна (а) и микроструктура сплава и покрытия (б)

Компания TaeguTec располагает множеством подобных решений как при токарной, так и при фрезерной обработке. Одним из них является применение инструментальных материалов нового поколения: TT7310, TT1300, TT6290, TT6030 (твердые сплавы); AW20, AB20, AB30, AS10, SC10 (керамика); TB650, KB90A и KB90 (кубический нитрид бора).

Из перечисленных твердых сплавов необходимо выделить новый фрезерный сплав TT6290, который сочетает в себе двойное покрытие (рис. 6.35,а) CVD (MTCVD TiCN/Alumina/TiN) и PVD (AlTiN). Такая упрочненная подложка гарантирует увеличенную и повышенную стойкость инструмента. Традиционные фрезерные сплавы используются для обработки чугуна со скоростью резания ниже 250 м/мин, а сплав TT6290 способен производить обработку со скоростью резания 400 м/мин.

Для улучшения механических свойств и уменьшения веса производимых деталей без потери их твердости в производстве применяют ковкий и CGI чугуны. Однако данное преимущество имеет и свои недостатки. Ковкий чугун содержит в своем составе больше кремния, чем серый чугун, который повышает абразивные характеристики, что, в свою очередь, значительно снижает стойкость инструмента при обработке. Кроме того, структура этого

чугуна отличается от серого чугуна наличием частиц графита в виде хлопьев, окружающих феррит. Как следствие – при обработке ковкого чугуна, приходится затрачивать втрое больше времени (занижать режимы) и увеличивать количество режущих пластин.

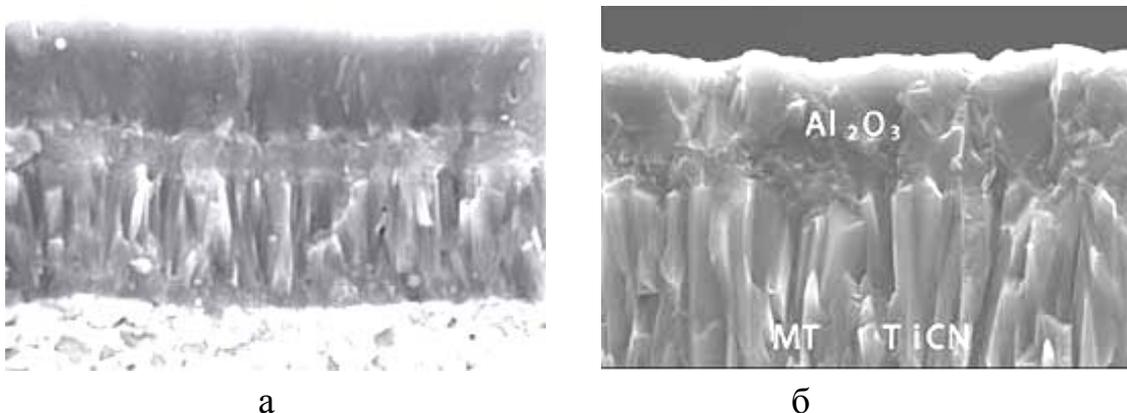


Рис. 6.35. Микроструктура фрезерного сплава ТТ6290 (а) и токарного сплава ТТ7310 (б)

Для обработки ковкого чугуна компания TaeguTec рекомендует применять сплавы: ТТ7310, ТТ1300, ТТ6060, ТТ6030 (твердые сплавы); АW20, АВ20, АВ30, АS10, SС10 (керамика); ТВ650, КВ90А и КВ90 (кубический нитрид бора). Выбор конкретного материала пластины зависит от химических и физических свойств обрабатываемого материала и условий обработки. Так, для обработки ковкого чугуна рекомендуется использовать сплав ТТ7310 (рис. 6.35,б), который был разработан для точения ковкого и серого чугуна и способен увеличивать стойкость инструмента. Этот сплав имеет более широкую область применения и используется для машинной обработки ковкого чугуна в диапазоне скоростей от 150 м/мин до 350 м/мин и для серого чугуна – от 150 м/мин до 420 м/мин. На сплав ТТ7310 нанесено толстое покрытие с прочной твердосплавной подложкой, которая гарантирует обеспечение наилучшего сочетания износостойкости и стойкости к повреждению стружкой. Новый универсальный сплав применяется как для наружной токарной обработки, так и для расточки деталей на черновой и чистовой операциях. Новый сплав способен обеспечить улучшенную стойкость инструмента, качество поверхности и надежность при работе на высоких подачах и скоростях, чтобы добиться исключительно высокопроизводительных результатов.

Дополнительной и известной проблемой при обработке чугуна резанием является образование пыли графита. Данная ситуация возникает, когда об-

работка осуществляется без применения СОЖ. Графит оседает в виде пыли и загрязняет все рабочее пространство станка и, главное, – аккумулируется в легких станочника. Как правило, этого можно избежать путем использования СОЖ. С другой стороны, при обработке "всухую" повышается производительность и стойкость инструмента.

Однако обработка чугунов без применения СОЖ приводит к нагреву заготовки, что способствует выходу ее размеров за пределы поля допуска. Чтобы избежать данной проблемы, необходимо увеличивать подачу при обработке – в этом случае деталь просто не будет успевать нагреваться.

Номенклатура сплавов компании TaeguTec позволяет осуществлять высокопроизводительную обработку, в том числе на высоких подачах, с возможностью работы как с применением СОЖ, так и без нее.

Наряду с задачами обработки различных чугунов с применением или без применения СОЖ, существует задача финишной обработки чугунов. Для этой операции компания TaeguTec рекомендует использовать керметы.

Специально разработанный сплав кермет СТ3000 для высокоскоростной чистовой обработки, по сравнению с традиционными сплавами, обладает высокой теплопроводностью и низкой адгезией, что способствует увеличению стойкости пластин к износу по задней поверхности и к образованию зубцов (выемок). Благодаря однородной микроструктуре, сплав СТ3000 обеспечивает более длительный срок службы инструмента и улучшенную чистоту поверхности по сравнению с металлокерамическими сплавами других производителей для чистовой фрезерной и токарной обработок.

Имея в своем арсенале отличные решения в области сплавов, компания TaeguTec предлагает использовать данные сплавы на пластинах серии HEX-TURN (рис. 6.36). Эта серия инструмента позволяет сократить затраты на токарную обработку.



Рис. 6.36. Пластина и державка серии HEX-TURN

Преимущество пластин серии HEX-TURN состоит в использовании пластин с 12 режущими кромками, полученными с применением технологии Wiper, которые позволяют увеличить производительность или получить высокое качество обработанной поверхности. Угол в плане на пластинах данного типа равен 120° , что повышает прочность и сопротивляемость к выкрашиванию.

6.5. Повышение эффективности процесса фрезерования

6.5.1. Инструменты серии GOLD RUSH – новые достижения компании TaeguTec в фрезеровании

Новые решения во фрезеровании открывает совершенно новая, не имеющая аналогов, режущая пластина ЗРКТ для серии фрез MILL RUSH (рис. 6.37), применяющаяся для скоростной обработки всех видов сталей. Эта пластина вобрала в себя все преимущества пластин типа АРКТ, но имеет в своем арсенале не две, а три не менее эффективные режущие кромки. Как и обычная пластина данной серии, ЗРКТ устанавливается на концевые, торцевые фрезы и модульные головки, и может выполнять такие операции, как обработка уступов 90° , торцевание, врезание под углом и по спирали. Освоено производство трех габаритов пластины: 10-й, 15-й и 19-й, с максимальной глубиной резания 7 мм, 11 мм и 15 мм соответственно. Пластина ЗРКТ выпускается в разных геометриях, из разных сплавов и может обрабатывать любой тип материала, включая алюминий – для этого пластины дополнительно шлифуются и полируются.

Компания TaeguTec зарекомендовала себя выпуском не только производительного инструмента, но и экономически выгодными решениями. Следующая серия фрез MILL 2 RUSH (рис. 6.38) демонстрирует это в новой двухсторонней режущей пластине 6NGU, созданной на базе трехсторонней пластины для мягкого скоростного резания типа ЗРКТ.

Пластина 6NGU также устанавливается на концевые и торцевые фрезы с углом в плане 90° и выполняет все виды фрезерования, а также чистовую обработку поверхности, что достигается за счет наличия зачистной кромки Wiper. Пластина 6NGU исполняется в двух габаритах: с размером грани 6 мм – для обработки небольших деталей на маломощных станках и в 9 мм габарите для работы в нагруженном режиме.



Рис. 6.37. Режущая пластина ЗРКТ для серии фрез MILL RUSH



Рис. 6.38. Серия фрез MILL 2 RUSH с двухсторонней режущей пластиной 6NGU, созданной на базе трехсторонней пластины для мягкого скоростного резания типа ЗРКТ

Учитывая высокую популярность среди украинских заказчиков выпускаемой ранее двухсторонней режущей пластины ANHX 160708R-M, приме-

няемой для универсального фрезерования, корейские конструкторы существенно обновили и дополнили данную концепцию новыми решениями:

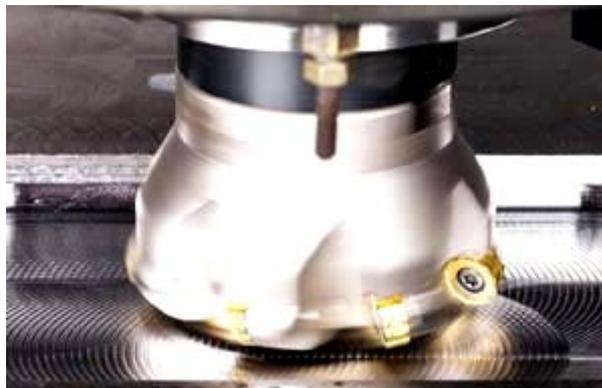
- внедрены новые стружколомы типа: ML – для вязких материалов, MR – для тяжелого прерывистого резания, AL – для обработки алюминия;
- разработана пластина с новыми габаритами – гранью 11 мм (ANHX 110608RM/ AL), благодаря чему данный тип пластин можно устанавливать на концевые фрезы меньших диаметров, например 25 мм;
- разработан экономичный тип пластины – ANMX 160708R-M с меньшей стоимостью – для менее ответственных операций;
- возможность установки новых и ранее используемых пластин не только на концевые, торцевые, но и на новые кукурузные фрезы, концевого и насадного типа. Дополнительно была разработана пластина ANHX 1607ANR-M и новый корпус с углом в плане 45° для производительного планирования поверхностей. Данная серия фрез получила название CHASE 2 MILL (рис. 6.39,а).



а



б



в

Рис. 6.39. Фреза серии CHASE 2 MILL (а), фреза серии CHASEALU(б) и фреза серии CHASE 2 MOLD (в)

Расширена линейка фрез для производительной обработки алюминия. Создана абсолютно новая серия фрез CHASEALU (рис. 6.39,б), предназначенная для универсальной обработки алюминия. Здесь также применяется совершенно новая пластина типа ХЕСТ 1605 R-AL с различными радиусами при вершине от 0,4 до 5,0, в зависимости от требуемой конфигурации детали.

CHASE 2 MOLD (рис. 6.39,в) – это двухстороннее исполнение круглых пластин, устанавливаемых на фрезы, применяемые для эффективной обработки пресс-форм и штампов. Пластина имеет 16 режущих кромок (шестнадцать проворотов). Существует как гладкая, так и ребристая режущая кромка для черного фрезерования всех типов сталей.

Еще одно инновационное решение компании TaeguTec – серия фрез ТRIOBALL (рис. 6.40,а), рекомендуемых производителем для черного и получернового фрезерования формообразующих поверхностей пресс-форм и штампов. Это сферические фрезы с так называемыми пластинами–лепестками. Их основной особенностью является количество эффективных зубьев (3 эффективных зуба) на режущем инструменте: одна центральная пластина, перекрывающая центр и две вспомогательные.



а



б

Рис. 6.40. Фреза серии ТRIOBALL (а) и фреза серии FINEBALL (б)

Новинка в серии сферических и концевых фрез FINEBALL (рис. 6.40,б) также применяется для обработки пресс-форм и штампов, но исключительно для чистовой обработки. Ее главная отличительная особенность – подача СОЖ через пластину с новой геометрией. Это новшество гарантирует работу инструмента на супервысоких подачах при соблюдении требуемой по чертежам шероховатости поверхности детали.

Для супер экономного торцевого фрезерования привалочных и больших площадей поверхностей компания TaeguTec предлагает использовать ин-

струмент с увеличенным количеством режущих кромок серии HEPTA 2 MILL (рис. 6.41,а). Основной особенностью фрез этой серии является пластина "семигранка" с 14-ю режущими кромками!!!

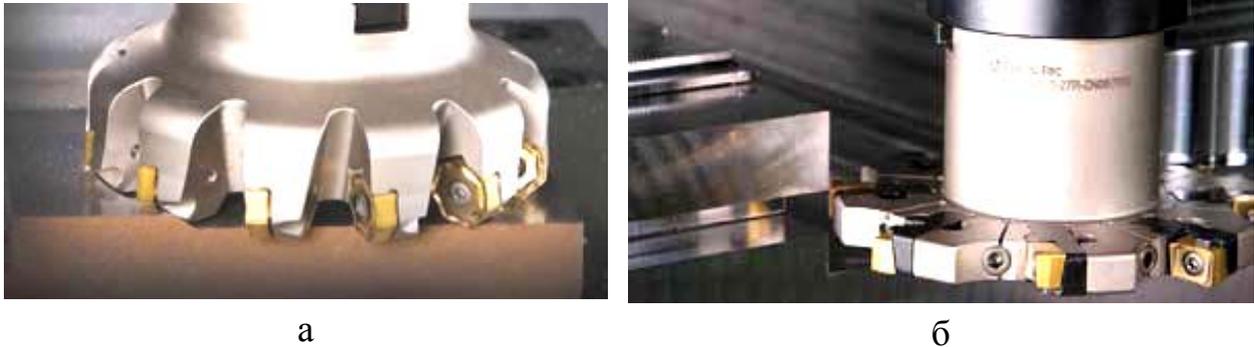


Рис. 6.41. Фреза серии HEPTA 2 MILL (а)
и фреза серии TOPSLOT (б)

Развитием фрезерного инструмента с механическим креплением следует рассматривать новые дисковые отрезные и пазовые фрезы серии TOPSLOT (рис. 6.41,б) более широкого диапазона применения (от 80 мм до 315 мм) с двухсторонней пластиной, имеющей четыре кромки, а также фрезы серии TOPSLOT Mini (диапазон от 63 мм до 250 мм). Ширина реза колеблется от 10 мм до 26 мм. Новинками компании TaeguTec в разделе монолитного твердосплавного инструмента являются две серии фрез SOLIDBALL и SOLIDFEED.

SOLIDBALL – это первая в мире прессованная сферическая фреза для высокоскоростной обработки закаленных сталей. Диапазон режущих диаметров от 6 мм до 12 мм.

Серия фрез SOLIDFEED предназначена для обработки термообработанных сталей на высоких подачах (до 1 мм/зуб) небольших по габаритам криволинейных поверхностей.

Достижением развития осевого инструмента являются сверла серии DRILL RUSH (рис. 6.42,а) со сменными твердосплавными коронками. Диапазон сверления находится в пределах от 10 мм до 20 мм с шагом 0,1 мм. При этом глубина сверления составляет от 3-х до 8-ми диаметров. Благодаря новому "золотому" покрытию корпусов сверл и обновленному сплаву TT9080 данная новинка позволяет выполнять высокопроизводительное и экономное сверление практически любых материалов.

Отдельно следует отметить серию сверл TOPDRILL (рис. 6.42,б), которая во многом превосходит полюбившуюся украинским заказчикам линейку

сверл T-DRILL. Основной особенностью серии TOPDRILL является совершенно новая пластина, устанавливаемая на обновленный корпус сверла и позволяющая достигать фантастических режимов резания. Диапазон получаемых отверстий составляет от 14 мм до 26 мм при глубине сверления от 2-х до 5-и диаметров по вылету.



а



б

Рис. 6.42. Сверло серии DRILL RUSH (а) и сверло серии TOPDRILL (б)

Глубокое сверление является сложной и специфической обработкой, выполняемой на специальных станках, предназначенных только для этого вида обработки. Компания TaeguTec всегда отличалась разработками и внедрением специального инструмента для глубокого сверления. Однако в данном случае она предложила серию инструмента, который позволяет определенные операции глубокого сверления выполнять на обычном металлорежущем оборудовании.



Рис. 6.43. Сверло серии TOPDeepDRILL

Предлагается использовать стандартную серию сверл TOPDeepDRILL (рис. 6.43) с механическим креплением пластин для сверления отверстий на глубину от 7-ми до 13-ти диаметров в диапазоне от 30 мм до 65 мм по диаметру. Этот инструмент, как правило, рекомендуется использовать на горизонтальных обрабатывающих центрах.

6.5.2. Прогрессивные решения компании TaeguTec при классическом фрезеровании

Абсолютное большинство производителей металлорежущего инструмента рекомендуют для фрезерной обработки всех видов сталей и сплавов в качестве первого выбора концевые и торцевые фрезы с пластинами серии АРКТ (рис. 6.44). Данная геометрия не претерпела больших изменений за последние годы и уже почти два десятилетия является лидером продаж за счет универсальности применения и "мягкого" резания. Когда все хорошо – менять что-то кардинально нет смысла.



Рис. 6.44. Концевые и торцевые фрезы с пластинами серии АРКТ

Тем не менее, в 2011 году специалистами TaeguTec была разработана совершенно новая, практически революционная пластина ЗРКТ (рис. 6.45) из

той же серии, но более экономически выгодная (3 режущие кромки) – с утолщенной и просто уникальной геометрией (1) для высокопроизводительного резания. Кроме увеличения на 50 % количества кромок пластина оснащена геометрией Wiper (2), которая позволяет получать улучшенную чистоту поверхности. Для обеспечения минимальных сил резания в процессе фрезерования пластина оснащена модернизированной выражено-позитивной геометрией режущей кромки (3), что способствует также и своевременному удалению стружки из зоны резания.

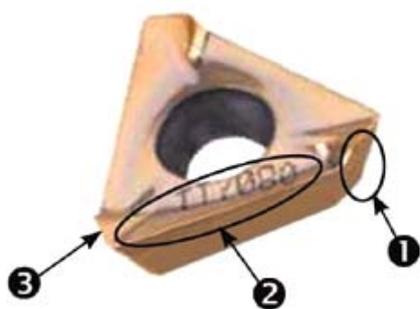


Рис. 6.45. Пластина ЗРКТ серии АРКТ

Существуют несколько видов стружколомающей геометрии этого уникального инструмента (рис. 6.46):

1) ЗРКТ-М – первый выбор при обработке любых типов материалов, кроме цветных металлов;

2) ЗРКТ-ML – для обработки нержавеющей и низкоуглеродистых сталей;

3) ЗРНТ-М – пластина повышенной точности для получения высокоточных размеров;

4) ЗРНТ-AL – пластина без покрытия, шлифованная и полированная по передней поверхности для фрезерования пластичных металлов, таких как алюминий.



Рис. 6.46. Виды стружколомающей геометрии пластин серии АРКТ

Главное – данная пластина сохранила абсолютно все преимущества инструмента из серии АРКТ, но стала как минимум на 50 % экономичнее. Диапазон выпускаемых размеров позволяет устанавливать сменные пластины ЗРКТ как на концевые фрезы от D 16 мм, так и на большие торцевые фрезы D 315 мм, позволяющие за один проход снимать слой металла до 15 мм. При вершине используются три самых распространенных радиуса: 0,4 мм, 0,8 мм, 1,6 мм, которые позволят выполнить значительный перечень задач.

Корпусы фрез серии MILLRUSH (рис. 6.47) имеют ряд преимуществ, такие как: подвод СОЖ через инструмент (1); универсальность корпуса для всех типов равноразмерных пластин данной серии; конструкция позволяет врезаться под углом и по спирали (3); система крепления "винт под углом" (2) способствует увеличению надежной фиксации режущей пластины в корпусе фрезы и увеличению количества пластин на фрезе. В зависимости от операции можно выбрать любой тип корпуса: концевая, торцевая фреза или модульная головка.

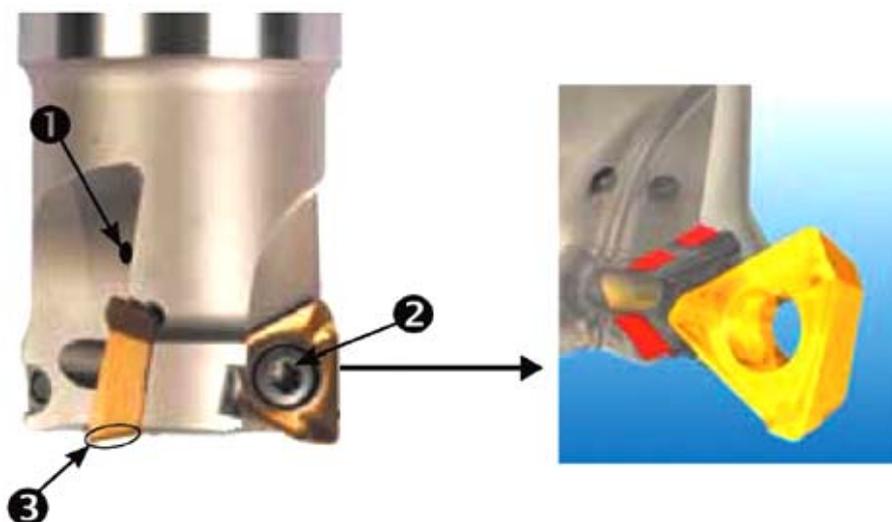


Рис. 6.47. Корпус фрезы серии MILLRUSH

Серия фрез MILLRUSH предназначена для всех типов фрезерования, таких как обработка уступа, паза, планирование поверхности, врезание под углом и по спирали.

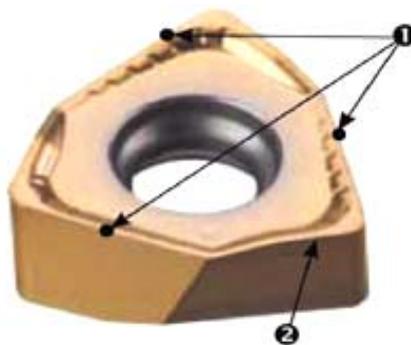
Следующим этапом на пути создания производительного и экономичного инструмента стало создание новой серии фрез MILL2RUSH (рис. 6.48,а) с мощной двусторонней пластиной 6NGU (рис. 6.48,б). Пластина 6NGU имеет 6 режущих кромок (1) и оснащена технологией Wiper (2).

Система крепления пластин на фрезе практически исключает преждевременную поломку пластины при правильном подборе сплава и режимов резания, а значит, создает уверенность в том, что в процессе обработки участвуют все шесть кромок. Учитывая высокую степень популярности на предприятиях Украины применявшейся ранее для универсального фрезерования двусторонней режущей пластины ANHX 160708R-M, южнокорейскими конструкторами эта серия фрез была значительно обновлена и дополнена следующими новыми решениями:

1) пластины с новыми стружколомами следующих типов: ML – для вязких материалов, MR – для тяжелого прерывистого резания, AL – для обработки алюминия;



а



б

Рис. 6.48. Фрезы серии MILL2RUSH (а) и двухсторонняя пластина 6NGU (б)

2) новый габарит пластины – с гранью 11 мм (ANHX 110608R-M/AL), который позволяет устанавливать данный тип пластин на концевые фрезы меньших диаметров, например, диаметром 25 мм;

3) экономичный тип пластины – ANMX 160708R-M с меньшей стоимостью – для менее ответственных операций;

4) пластина ANHX 1607ANR-M (рис. 6.49) и новый корпус с углом в плане 45° для производительной обработки и для получения высокой чистоты поверхности за счет геометрии Wiper при вершине пластины.

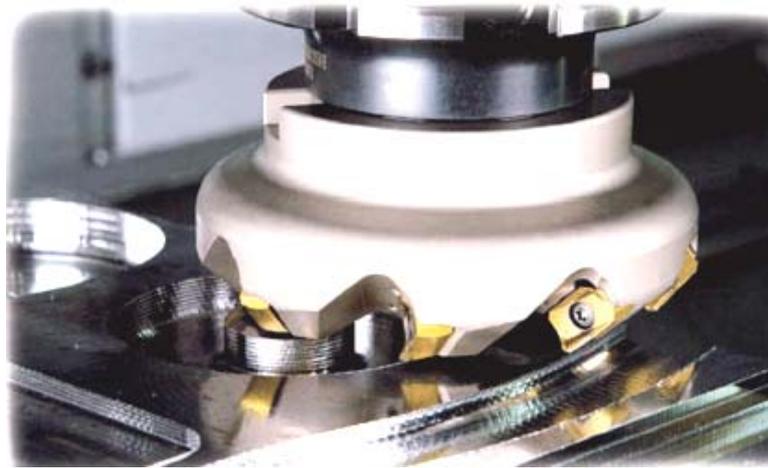


Рис. 6.49. Фреза с пластиной ANHX 1607ANR-M

Серия фрез с применением пластины ANHX называется CHASE2MILL. Все новые и старые пластины устанавливаются не только на концевые, торцевые, но и на новые кукурузные фрезы концевые и насадного типа.

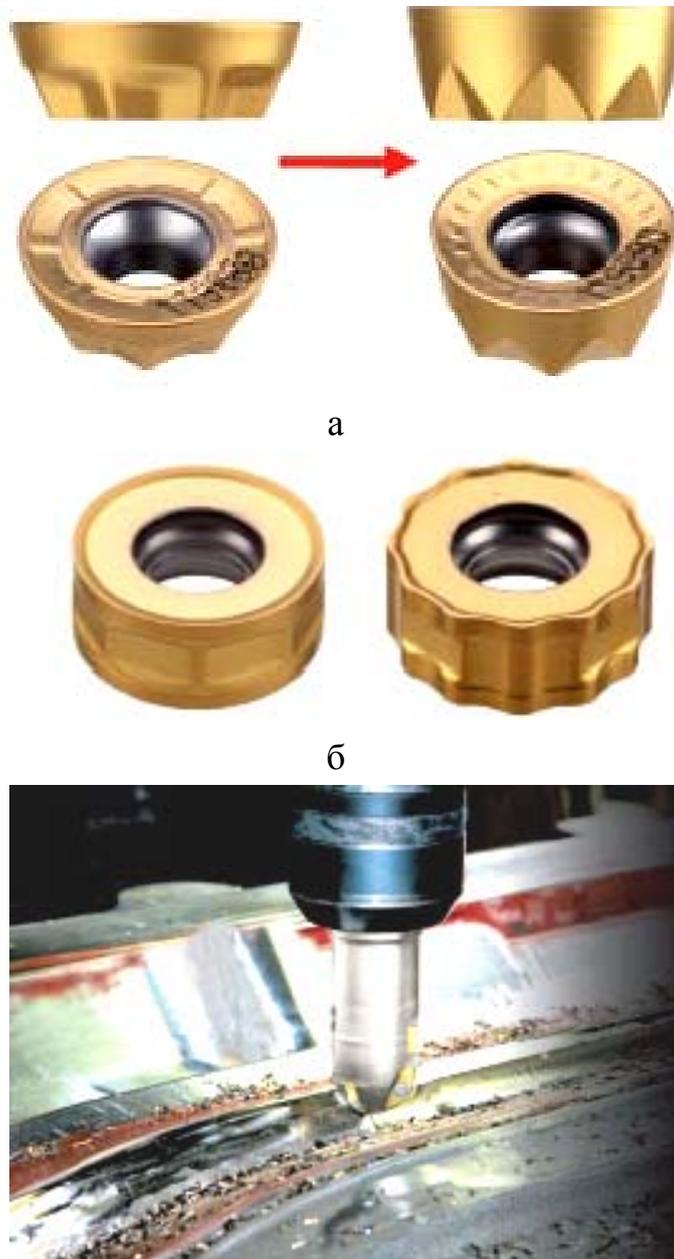
6.5.3. Обработка пресс-форм и штампов

В настоящее время компании, производящие пресс-формы и штампы, все более нуждаются в производительном и высокоточном инструменте, чтобы остаться конкурентоспособными на профессиональном рынке. Ежегодно специалистами компании TaeguTec разрабатываются новые решения в различных областях металлообрабатывающей промышленности, в том числе и для изготовления прессформ и штампов.

При фрезеровании формообразующих поверхностей деталей существует два основных вида операций: черновая и чистовая обработка. Каждая из них имеет свои особенности и технологические подходы. Например, при черновой обработке основной задачей является снятие больших массивов металла за минимальное время. При чистовом же фрезеровании главными задачами являются достижение высокой скорости обработки и требуемой чистоты поверхности. Вполне очевидной является необходимость применения разного режущего инструмента для каждого вида фрезерования. Инженерами компании TaeguTec улучшена серия фрез CHASEMOLD (рис. 6.50), применяемая в черновых операциях при производстве пресс-форм.

Слабое место в любой режущей пластине – это вершина режущей кромки. Исходя из этого факта, при тяжелом фрезеровании, как правило, используют пластину с максимальным радиусом при вершине. Ярким предста-

вителем такого инструмента является круглая пластина "чашка", являющаяся самой мощной в номенклатуре любого производителя за счет максимально возможного радиуса.



в

Рис. 6.50. Модернизация пластины RYMX (а), двухсторонняя пластина RNHU с 16-ю режущими кромками (б) и сферическая фреза TRIOBALL (в)

Основной модернизацией пластины RYMX (рис. 6.50,а) является увеличение толщины пластины и обновление посадочного места "звездочки", что позволяет лучше зафиксировать пластину в корпусе и устранить проворачивание пластины в посадочном месте в процессе обработки. В сумме же это

дает возможность уверенно использовать все 8 режущих кромок – 8 подворотов пластины. Передняя поверхность пластин также подверглась обновлению с целью обеспечения более мягкого резания, что стало возможным благодаря улучшенному процессу стружкоотведения.

В зависимости от глубины резания и требуемого радиуса у основания уступа детали существуют несколько габаритов пластин: диаметром 8, 10, 12, 16 и 20 мм.

Новые пластины устанавливаются на концевые и торцевые фрезы, а также на модульные головки с диапазоном диаметров от 16 мм до 200 мм.

Для увеличения количества режущих кромок в серии фрез CHASE2MOLD две пластины RYMX "соединили" и получили двухстороннюю пластину RNHU (рис. 6.50,б) с 16-ю режущими кромками. Интересными являются оба, существующие в данный момент, вида режущих кромок: гладкая и рифленая. Последняя предназначена для борьбы с вибрацией за счет улучшенного дробления стружки при больших вылетах инструмента.

При изготовлении пресс-форм и штампов всегда есть труднодоступные для обработки места, такие как криволинейные поверхности с малым радиусом. С помощью обычной концевой фрезы здесь не всегда возможно выбрать весь планируемый металл. Для таких мест применяются сферические концевые фрезы с механическим креплением пластин. Обычно такие фрезы исполняются с двумя эффективными режущими пластинами. Новая же концепция сферических фрез TRIOBALL (рис. 6.50,в) заключается в использовании трех эффективных пластин (рис. 6.51,а), что позволяет повысить производительность обработки на 30 %, вследствие чего себестоимость изготавливаемого изделия значительно снижается. Устанавливаемая пластина серии 3FBC-M (центральная) и 3FBP-M (периферийная) (рис. 6.51,б) является двухсторонней и имеет две режущие кромки. Для высокой производительности и эффективного дробления и отвода стружки на кромке присутствует специальный стружколом, который стабильно разбивает стружку на несколько частей.

Выполнить задачи чистовой и получистовой обработок по обеспечению высокой чистоты поверхности (шероховатости) и точности изготовления при высоких подачах, даже при фрезеровании закаленных сталей поможет новая серия чистовых фрез FINEBALL. Серия представляет собой линейку фрез концевой типа с механическим креплением пластин. В зависимости от вида обработки, в арсенале компании TaeguTec имеется два типа пластин (рис. 6.52,а): сферические, которые предназначены для фрезерования криво-

линейных поверхностей, и стандартные, используемые при обработке доннышка или любой плоскости пресс-формы. Сферические пластины, устанавливаемые на данную серию фрез, имеют два вида геометрии: FM – для общего применения и SM (спиралевидная кромка (рис. 6.52,б)) – для высокоскоростной обработки закаленной стали. Пластины с углом в плане 90° имеют большой диапазон радиусов при вершине, начиная от R0,3 и заканчивая R3,0, что значительно повышает универсальность применения серии фрез FINEBALL.

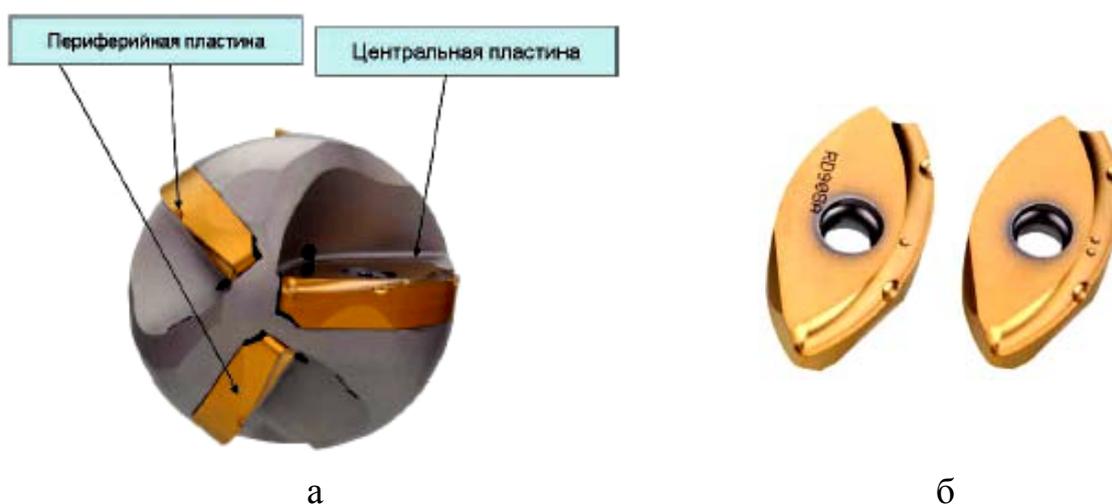


Рис. 6.51. Фреза ТRIOBALL с тремя эффективными пластинами (а) и пластина серии 3FBC-M (центральная) и 3FBR-M (периферийная) (б)



Рис. 6.52. Сферическая и стандартная пластины чистовых фрез серии FINEBALL (а) и два вида сферической пластины (б)

Для достижения высокой чистоты поверхности необходимо обеспечить интенсивный отвод стружки из зоны резания. Это достигается за счет применения новой системы подачи СОЖ через пластину (рис. 6.53). Новизна си-
369

стемы состоит в подаче СОЖ непосредственно в каналы на пластине, через которые охлаждающая жидкость поступает на режущую кромку, смывая стружку и одновременно охлаждая пластину.

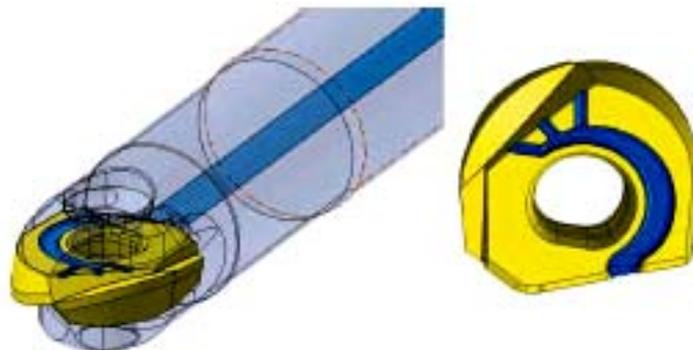


Рис. 6.53. Система подачи СОЖ через пластину

Пластины данной серии устанавливаются в высокоточное прецизионное посадочное место и крепятся одним мощным винтом, что обеспечивает высочайшую точность производимой детали. Для еще более высокопроизводительного жесткого фрезерования на современных обрабатывающих центрах пластину можно фиксировать в корпусе, изготовленном из твердого сплава. Диапазон диаметров фрез FINEBALL находится в пределах от 8 мм до 25 мм.

6.5.4. Монолитные фрезы TaeguTec нового поколения

С начала 2012 года, в компании TaeguTec запущены в серийное производство три новые серии монолитного фрезерного инструмента: SOLIDBALL, SOLIDFEED и VFIMILL, направленные на увеличение производительности и уменьшение капитальных затрат на закупку подобного вида инструмента (рис. 6.54).

Обычно, для производства монолитных фрез используются заготовки в виде твердосплавных прутков, из которых получают твердосплавные сверла, фрезы, развертки и другие типы инструментов методом создания необходимой геометрии на многоосевых шлифовальных станках. Для формирования необходимых углов, канавок, стружкоотводящих каналов иногда производится до 15 различных операций шлифовки на одном прутке! На эти операции затрачивается большое количество станочного времени, что в совокупности с высокой стоимостью оборудования накладывает большой отпечаток на себестоимость инструмента.

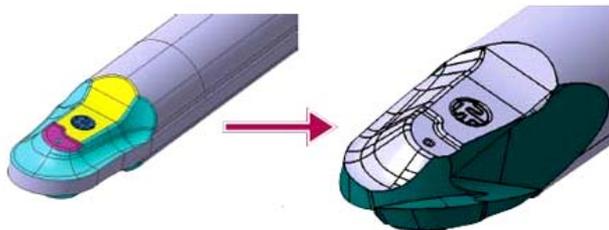


Рис. 6.54. Монолитные фрезерные инструменты

Новая **серия фрез SOLIDBALL** – это первые в мире прессованные сферические фрезы (рис. 6.55,а), предназначенные для производительной обработки криволинейных поверхностей деталей типа пресс-формы и штампы.



а



б

в

Рис. 6.55. Прессованные сферические фрезы серии SOLIDBALL (а), прессованная заготовка серии SOLIDBALL (б) и режущая кромка серии SOLIDBALL после шлифования (в)

Основная идея новой разработки – это выпуск прессованной заготовки (рис. 6.55,б), которую остается заточить лишь по режущим кромкам (рис. 6.55,в), сократив, таким образом, в разы машинное время обработки прутка и уменьшив себестоимость инструмента в целом. За счет уникального дизайна режущей части, фрезы данной серии применяются для черновых операций, а также для высокоскоростной чистовой обработки закаленных сталей. Диапазон диаметров фрез варьируется от 6 мм до 12 мм, перекрывая основной диапазон обработки деталей небольших размеров.

Проведенные в Техническом Центре TaeguTec испытания показали, что стойкость серии фрез SOLIDBALL по сравнению с рекомендуемой ранее фрезой подобного типа, выше на 37 % ! Данные результаты были получены при обработке закаленной стали (табл. 6.8).

Таблица 6.8

Результаты сравнительных испытаний
на стойкость обычной фрезы и фрезы SOLIDBALL

	Обычная фреза TaeguTec	SolidBall TaeguTec
Инструмент	Ø6, 2 зуба SBE 2060T TT1040	Ø6, 2 зуба EBA 2060L TT1040
Режимы резания	Обороты: S=12000 об/мин Подача: F=3500 мм/мин Глубина резания: Ap=0.2 мм Ширина резания Ae=0.2 мм	Обороты: S=12000 об/мин Подача: F=3500 мм/мин Глубина резания: Ap=0.2 мм Ширина резания Ae=0.2 мм
Стойкость	5-6 часов	7-8 часов

Серия фрез SOLIDFEED – лучшее решение для пресс-форм и штампов. В машиностроении и металлургии существуют различные по исполнению и габаритным размерам прессформы и штампы. Как правило, крупногабаритные детали модельной оснастки обрабатываются фрезами с механическим креплением твердосплавных пластин со специальной геометрией кромки с целью достичь максимальной производительности при обработке на черновых операциях. На мелкогабаритных же деталях обычно применяют монолитные твердосплавные фрезы малых диаметров, неэффективных на черновых операциях, но незаменимых при необходимости обработки точных криволинейных формообразующих поверхностей.

Следующая разработка от компании TaeguTec – серия фрез SOLIDFEED, созданная для высокопроизводительной обработки на черновых операциях мелких и крупных формообразующих деталей сложной конфигу-

рации. Фрезы этой серии используются для снятия значительных объемов металла за минимальное количество времени и работают на подачах до 1 мм/зуб при глубине резания до 1,2 мм.

Использование инструмента на столь высоких режимах резания возможно за счет специальной фаски (рис. 6.56), находящейся при вершине инструмента. При такой геометрии, фреза обеспечивает низкие усилия резания по сравнению с инструментом сферической формы и с фрезами, имеющими значительные радиусы режущей кромки.

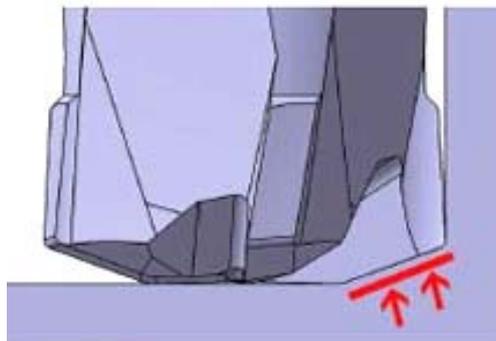


Рис. 6.56. Фаска при вершине инструмента серии SOLIDFEED

Таблица 6.9

Результаты сравнительных испытаний
фрезы SOLIDBALL и фрезы другого производителя (конкурента)

	ТаeguTec	Конкурент
Инструмент	HFM 2100 TT1040	Ø12 R1, 2 зуба Фреза с радиусом при вершине R1
Режимы резания	Обороты: S=5500 об/мин Подача: F=11000 мм/мин Fz=1мм/зуб Глубина резания: Ap=0.4 мм Ширина резания Ae=4.5 мм	Обороты: S=2700 об/мин Подача: F=2000 мм/мин Fz=0.37мм/зуб Глубина резания: Ap=0.4 мм Ширина резания Ae=4.5 мм
Время обработки	2 мин	7 мин

Эти фрезы производятся с применением сплава TT1040 (покрытие AlTiN и субмикронная основа UF10N), что позволяет обрабатывать не только обычные стали для форм и штампов, но и закаленные стали с твердостью до HRC 45. Весь размерный ряд фрез серии SOLIDFEED предлагается в 2-х и 4-х зубом исполнении с диапазоном режущих диаметров от 6 мм до 12 мм.

Приведенные в табл. 6.9 результаты сравнительных испытаний показывают повышение производительности в 3,5 раза при обработке фрезой

SOLIDBALL по сравнению с аналогичным инструментом другого производителя (конкурента).

Серия фрез VFIMILL (Vibration Free Mill – фреза без вибраций) предназначена для высокопроизводительной черновой и чистовой обработки. Основной особенностью этой серии является минимизация вибраций в процессе резания, что чрезвычайно актуально для работы с большим вылетом инструмента при обработке глубоких карманов и пазов. Основными факторами, позволяющими снижать вибрации в процессе обработки, являются неравномерное расположение зубьев на фрезе (рис. 6.57) и угол наклона спирали – 38° .

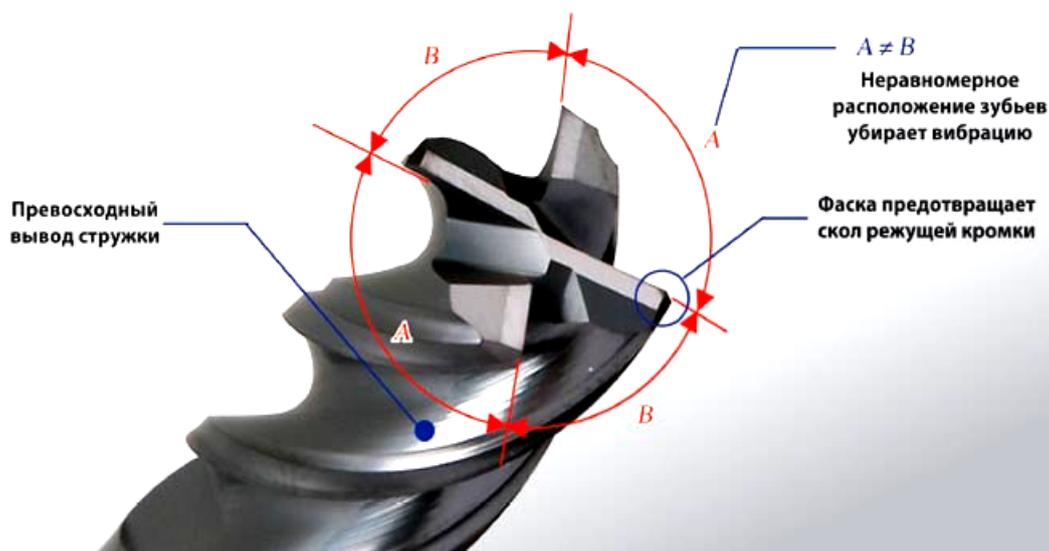


Рис. 6.57. Зубья фрезы серии VFIMILL

Серия фрез VFIMILL – это удачное решение при обработке сталей, чугунов и жаропрочных сплавов на маломощных фрезерных станках с конусом шпинделя не выше ВТ-30 и ВТ-40.

Положительные рекомендации получил инструмент данной серии и при фрезеровании с увеличенными глубинами резания с целью повышения общей производительности.

6.5.5. Новые решения для чернового фрезерования

При значительной глубине резания возникает широкая стружка, которая способствует резкому увеличению сил резания в процессе фрезерования. Поэтому компанией TaeguTec предложена новая линейка пластин типа SPLITTER для достижения максимальной производительности без значительного увеличения сил резания в процессе обработки. SPLITTER – это спе-

специальная стружколомающая геометрия пластин с маркировкой SM (рис. 6.58), представляющая собой наличие специальных "секторных" канавок на режущих кромках, которые позволяют ломать стружку на несколько частей при большой глубине резания. Мелкая стружка лучше выводится из зоны резания, снижая нагрузку, вибрации и шумы в процессе фрезерования.

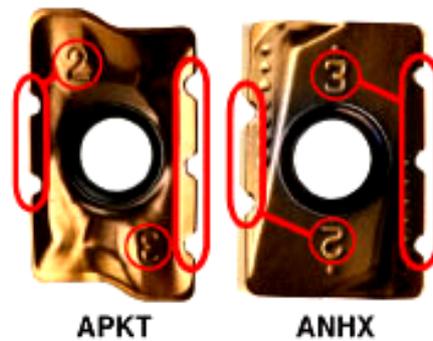


Рис. 6.58. Пластины с геометрией SM



Рис. 6.59. Схема чередования пластин

Каждая режущая кромка имеет две либо три секторные канавки. Для максимально эффективного использования режущих пластин серии SPLITTER необходимо чередовать кромки (рис. 6.59).

Для удобства использования (чередования) пластины помечены черным цветом (рис. 6.60) по задней поверхности, что гарантирует безошибочную их установку на корпус фрезы.



Рис. 6.60. Метки на пластинах

Пластины положительно зарекомендовали себя при работе с большими вылетами и с большой глубиной фрезерования за один проход. Простое правило оценки целесообразности применения данной серии пластин – глубина резания должна быть не менее значения "d1" (рис. 6.61).

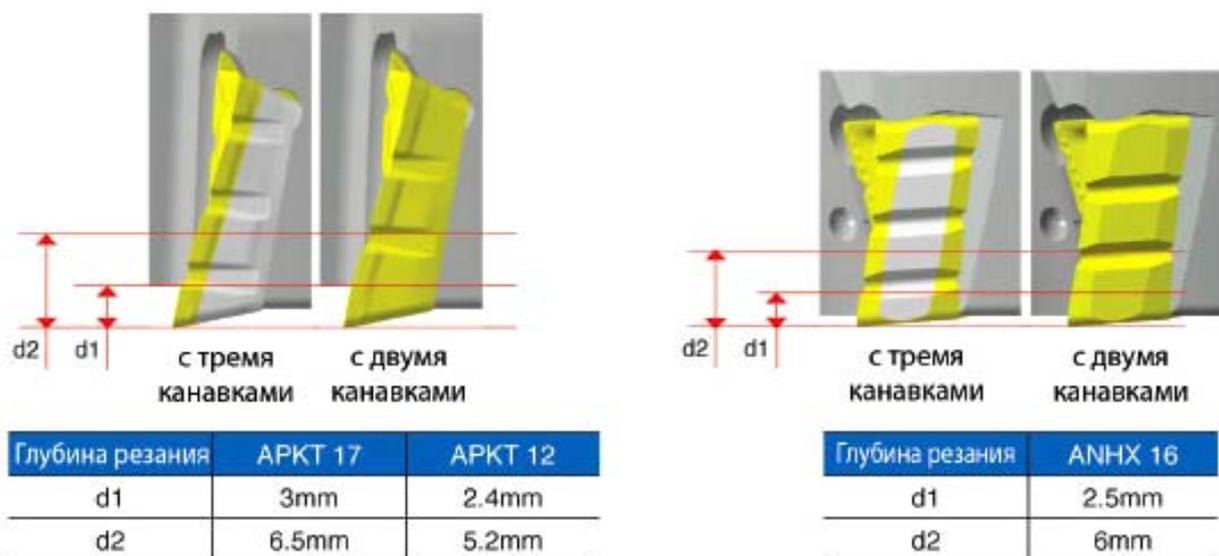


Рис. 6.61. Область применения режущих пластин серии SPLITTER

Размерный ряд серии для чернового фрезерования состоит из таких пластин: 1) APKT 1204 PER-SM; 2) APKT 1705 PER-SM; 3) ANHX 160708R-SM, которые устанавливаются на стандартные корпуса фрез CHASEMILL и CHASE2MILL. Две первые пластины имеют по две режущие кромки, а последняя пластина является двухсторонней (4 кромки). Максимальная глубина резания для каждой из пластин может достигать: APKT 1204 PER-SM – 12,5 мм; APKT 1705 PER-SM – 16,1 мм; ANHX 160708R-SM – 15 мм. Следу-

ющая концептуально новая серия фрез CHASE2PLUNGE (рис. 6.62,а) предназначена для высокопроизводительного плунжерного фрезерования, связанного с удалением больших объемов металла за минимальное время.



а



б

Рис. 6.62. Серия фрез CHASE2PLUNGE(а) и пластина PLNG (б)

Главной режущей пластиной данной серии фрез является геометрия PLNG 090408R-M/ML (рис. 6.62,б) – это квадратная двухсторонняя пластина с четырьмя режущими кромками. В процессе плунжерного фрезерования часто возникают повышенные вибрации, с которыми в данном случае хорошо справляется позитивная передняя поверхность пластины, снижающая нагрузку на оборудование до 30 %. Существуют два исполнения передней поверхности режущих пластин: 1) М – для общего применения; 2) ML – для обработки таких вязких материалов, как низкоуглеродистая и нержавеющей сталь, а также для других труднообрабатываемых сплавов. Пластины крепятся к корпусу инструмента с помощью увеличенного винта с резьбой М3, позволяя гарантированно задействовать все 4-е кромки в обработке. При классическом использовании данного инструмента, например, при обработке уступа либо при подрезке гребешков после черновой плунжерной обработки, максималь-

ная глубина резания составляет всего 2,8 мм, а при плунжерном фрезеровании глубина резания может достигать до 9 мм.

Номенклатура используемых корпусов разнообразна и состоит из концевых фрез (диапазон режущих диаметров $\text{Ø}25 - 40$ мм), торцевых фрез (диаметры $\text{Ø}40 - 66$ мм) и модульных головок (диаметры $\text{Ø}25 - 42$ мм).

При использовании инструмента CHASE2PLUNGE можно достичь более чем пятикратной производительности по объему снимаемого материала в сравнении с ранее применявшимся инструментом. Таким образом, невероятно популярная в мире и в Украине линейка фрез серии CHASE2FEED в очередной раз обновилась, пополнившись новой пластиной BLMP 0904R-M (рис. 6.63), предназначенной для чернового фрезерования с чрезвычайной производительностью. Наибольшая эффективность ее применения проявляется в следующих областях индустрии: энергетика, авиация и космос, общее машиностроение, в частности при изготовлении прессформ и штампов.



Рис. 6.63. Пластина BLMP 0904R-M

Основной идеей этого решения является небольшая глубина резания при экстремально больших значениях подач на зуб. Лучшее решение для предприятий, инвестировавших средства в высокоскоростное прецизионное оборудование без акцента на его мощность.

BLMP 0904R-M – это двухсторонняя пластина (рис. 6.63) с 4-мя режущими кромками, позволяющая работать на глубине резания до 1,5 мм, но при очень высокой подаче до 4 мм/зуб. За счет специальной криволинейной геометрии кромки силы резания направлены почти радиально в сторону шпинделя – это позволяет работать инструментом с большим вылетом, не снижая режимную часть. При такой геометрии оптимальный программируемый радиус при вершине составляет R2,5. Эта пластина устанавливается при помощи утолщенного винта M3,5 на новые корпуса, такие как: концевые фрезы (диаметры $\text{Ø}25 - 40$ мм), торцевые фрезы (диаметры $\text{Ø}32 - 100$ мм) и модульные головки (диаметры $\text{Ø}25 - 42$ мм).

6.5.6. Обновленная серия торцевых фрез

Специалистами компании TaeguTec обновлена популярная серия фрез CHASE2QUAD – торцевых фрез (рис. 6.64) с углом в плане 45° и 75° , оснащенных восьмигранными режущими пластинами уникальной конструкции и позволяющих достигать высочайшей экономичности и производительности обработки. Данные фрезы предназначены для нагруженной черновой и чистовой обработки всех видов сталей, чугунов и цветных металлов.



Рис. 6.64. Серия торцевых фрез CHASE2QUAD

В основе новой разработки лежит применение уже известной механо-обработчикам предприятий Украины квадратной твердосплавной пластины SNGX 1205 (рис. 6.65,а), но с увеличенной длиной режущей кромки и большей толщиной. Теперь длина кромки равняется 13 мм. Данная пластина SNGX 1306 также является двухсторонней с 8-ю режущими кромками. В то же время значительно расширилась линейка геометрических конфигураций передней режущей поверхности (рис. 6.65,б), так называемых стружколомов, что позволяет обрабатывать все типы материалов, включая алюминий. К стандартному стружколому М, который является первым выбором для обработки сталей и чугунов, добавились несколько новых геометрий: МL – используется для фрезерования нержавеющей сталей и других вязких материалов; МР – обладает спиралевидной режущей кромкой и спроектирован для менее нагруженной работы при значительной глубине резания; пластина со стружколомом AL – представляет собой шлифованную по периметру и полированную по передней поверхности пластину с острой кромкой, которая "заточена" для обработки алюминия и цветных металлов. Кроме того, для чистовых операций, при необходимости достижения высокой чистоты поверхно-

сти, производитель рекомендует использовать специальную пластину с геометрий Wiper (обозначение стружколома – W).

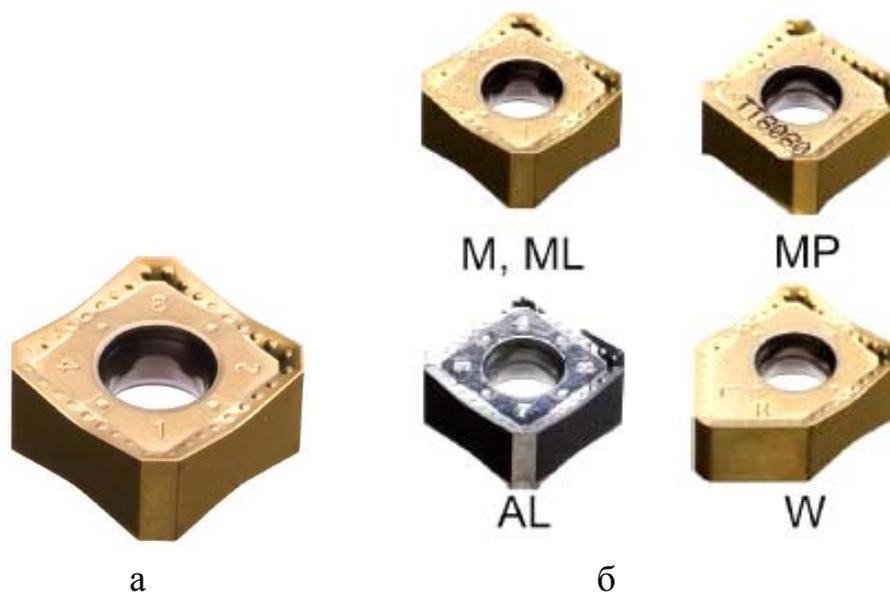


Рис. 6.65. Квадратная твердосплавная пластина серии SNGX 1205 (а) и геометрические конфигурации передней режущей поверхности пластин (б)

Экономические показатели новой пластины SNGX 1306 по сравнению с ранее применявшейся SNGX 1205 свидетельствуют о повышении стойкости (рис. 6.66,а) на одну режущую кромку до 30 % при незначительном увеличении стоимости. К тому же, применение пластины с геометрией Wiper позволило улучшить чистоту обрабатываемой поверхности (рис. 6.66,б) по сравнению с предыдущим решением с Ra 0,25 до Ra 0,22.

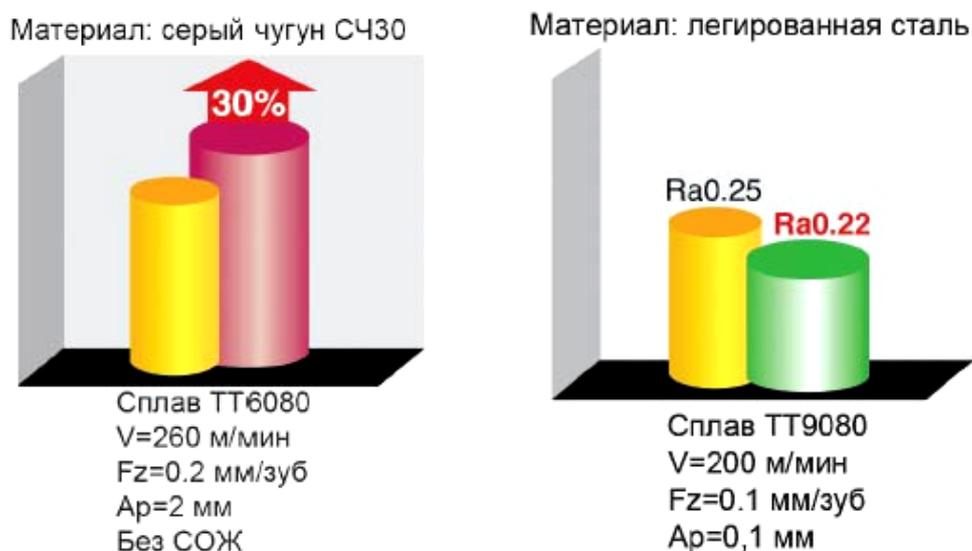


Рис. 6.66. Показатели повышения стойкости пластины SNGX 1306 (а) и показатели чистоты обрабатываемой поверхности (б)

В новых корпусах CHASE2QUAD конструктивно реализована возможность подачи СОЖ к каждой режущей пластине для достижения максимальных режимов резания и, соответственно, высокой производительности при фрезеровании труднообрабатываемых материалов. Улучшена также и эвакуация стружки из зоны резания.

Для максимального использования технологических возможностей оборудования по мощности и крутящему моменту рекомендуется использовать различные по шагу зубьев корпуса фрез в зависимости от условий обработки (вылета инструмента, жесткости станка, режимов резания). Практически для всей номенклатуры диаметров фрез существует три шага: крупный, нормальный, мелкий. Мелкий шаг, как правило, применяется для обработки чугунов, а крупный – для маломощных станков или при большом вылете инструмента. Стандартная линейка корпусов данной серии выпускается в диаметрах от 50 мм до 200 мм. Все корпуса данной серии покрыты антипригарным и износостойким покрытием NICKOTEC на никелевой основе, которое защищает корпус от коррозии и дополнительных физикохимических воздействий в процессе обработки.

Существует два исполнения корпусов с различными углами в плане:

– 45° – используется для общего фрезерования плоскостей и способствует более эффективному удалению стружки из зоны резания за счет формирования более тонкой стружки. При таком расположении пластин максимальная глубина резания составляет 7 мм;

– 75° – используется для фрезерования материалов с повышенной глубиной снимаемого слоя – до 9,5 мм.

6.5.7. Экономичное торцовое фрезерование

Высокие темпы технического развития, возросшая сложность производимых товаров и уровень необходимых для этого производственных процессов привели к тому, что в настоящее время предприятия стремятся внедрить новые инструментальные решения, которые позволяют, с одной стороны, сократить затраты на металлообработку, а с другой стороны, не снизить качество выпускаемой продукции.

Специалисты компании TaeguTec постоянно занимаются созданием новых подходов в металлообработке, а также улучшением существующих инструментальных решений, которые соответствуют высоким требованиям к качеству изделий и одновременно позволяют снизить себестоимость выпус-

каемой продукции. Одной из последних успешных разработок компании TaeguTec – производителя инструмента – является обновленная серия торцовых фрез CHASE2HEPTA (рис. 6.67).



Рис. 6.67. Торцовая фреза серии CHASE2HEPTA и режущие пластины

Предлагаются торцовые фрезы с углом в плане 45° для чрезвычайно эффективного фрезерования плоскостей. Следует отметить, что никогда ранее эта операция по превращению самых больших массивов металла в стружку не была столь эффективной и одновременно щадящей для оборудования. Фрезы этой серии комплектуются семигранными двусторонними пластинами типа XNMU (рис. 6.68,а). Благодаря уникальному дизайну пластин с 14-ю режущими кромками операции торцового фрезерования выполняются "мягко", без вибраций, не требуя повышения мощности главного шпинделя станка. Для решения задачи эффективного фрезерования различных припусков снимаемого с детали металла расширена номенклатура габаритов пластин, в результате предлагается следующий размерный ряд сменных многогранных пластин:

- XNMU 09 с максимальной глубиной обработки до 5 мм за один проход по глубине;
- XNMU 06 обеспечивает съем металла до 3,5 мм за проход и рекомендуется для станков с небольшим габаритом конуса типа DIN40 (BT40).

Специалисты компании TaeguTec расширили арсенал серии инструмента CHASE2HEPTA несколькими уникальными вариантами стружколомающих геометрий режущей пластины с целью предоставить возможность Заказчикам выбрать наилучшее решение для обработки практически всей гаммы обрабатываемых материалов, включая дорогостоящие стали, где ошибка технолога может стоить достаточно дорого.



Рис. 6.68. Пластины XNHU 0605 ANN-ML TT6080 (а) и XNMMU 0605 ANR-M TT6080(б), правосторонняя пластина с геометрией ML (в)

Стружколомающая геометрия М пластины XNMMU (рис. 6.68,б) применима для обработки практически любых сталей и рекомендуется в том случае, если ограничено время на анализ ситуации и нужна быстрая поставка режущего инструмента со склада. "Острая" ML-геометрия (рис. 6.68,в) новой правосторонней пластины типа XNMMU 0906 ANTR-ML с винтовой режущей кромкой по всей длине – идеальное решение для фрезерования стали в нестабильных условиях, таких как отсутствие возможности жесткой фиксации заготовки или работа с большим вылетом инструмента. Данная разработка показала хорошие результаты при обработке вязких нержавеющей сталей. Для примера, при обработке легированной стали на станке с мощностью 25 кВт и шпинделем BT50, правосторонняя пластина с геометрией ML, по сравнению с универсальной М-геометрией, позволила уменьшить силы резания на 9 %. Дополнительным преимуществом этой геометрии является уменьшенный размер заусенцев на выходе инструмента из детали.

Следующая геометрия MM (рис. 6.69,а) предлагается для фрезерования всех видов чугунов.



Рис. 6.69. Пластина XNHU 0605 ANN-MM TT6080 (а), нейтральная пластина с геометрией ML(б) и с геометрией Wiper для чистовых операций (в)

Геометрия ММ в недавно представленной нейтральной пластине типа XNHU 0906 ANTN-ML (рис. 6.69,б) предназначена для резания чугунов в нестабильных условиях обработки (удар, переменная нагрузка и т.п.). Острый и прочный стружколом обеспечил снижение силовых нагрузок в процессе обработки ковкого чугуна на 11 % по сравнению с пластиной с универсальной геометрией М.

Заслуживает внимания также пластина типа XNHU 0906 ANTN-CE с керамическим сплавом, являющаяся лучшим решением для высокоскоростной черновой обработки чугуна с однородной структурой.

В целом, все упомянутые решения предназначены для черновых операций. Для чистового же фрезерования в серии CHASE2HEPTA успешно используется специальная пластина типа XNHU 0906 ANTN-W (рис. 6.69,в), оснащенная сглаживающей геометрией Wiper. Отличительной особенностью данной пластины является две правые и две левые режущие кромки.

Следует отметить, что описанные типы пластин можно использовать для двух вариантов фрез: с винтовым креплением пластин для обработки сталей и с клиновым креплением – для обработки чугуна на высоких значениях подачи стола.

6.5.8. Фрезерование на сверхвысоких подачах

Фрезерование с большими подачами (High Feed) является одним из наиболее производительных методов обработки в настоящее время. Главная особенность этого метода – большие величины подач и скорости резания при небольших глубинах. Широкий ассортимент High Feed фрез, которые специально ориентированы на высокую производительность, эффективно используются в разных видах производства (от обработки штампов и пресс-форм до аэрокосмической промышленности). Основными сериями фрез компании TaeguTec для работы на больших подачах с повышенной производительностью являются серии фрез – Bull Mill, ChaseFeed Plus и новая пластина в серии ChaseMill Mini.

Основной серией для высокопроизводительной обработки являются фрезы серии Bull Mill (рис. 6.70,а), которые представляют собой запатентованную серию фрез для фрезерования со сверхвысокими подачами. Особенности этой серии является двухсторонняя пластина XDMX (рис. 6.70,б) с уникальной геометрией режущей кромки (рис. 6.70,в), образованной двумя кривыми, что позволяет достигать высоких подач на зуб и обеспечивает по-

стоянное усилие резания даже при фрезеровании глубоких пазов с большим вылетом инструмента. При обработке основная составляющая силы резания направлена в сторону шпинделя. Если сравнить с классической концевой фрезой с углом в плане 90° , то она направлена перпендикулярно оси вращения инструмента.

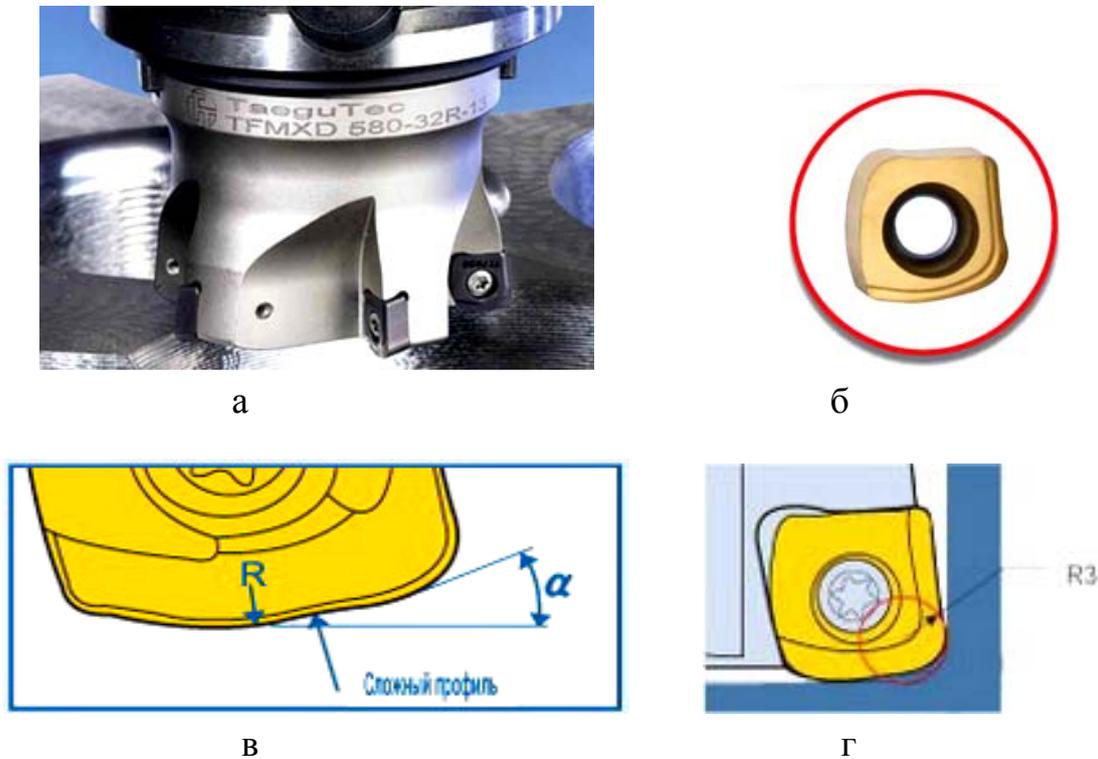


Рис. 6.70. Фреза серии Bull Mill (а), двухсторонняя пластина XDMX (б) и геометрия ее режущей кромки (в), программируемый радиус при вершине пластины XDMX (г)

Программируемый радиус (рис. 6.70,г) при вершине пластины для создания управляющих программ составляет $R = 3$ мм. Существует два габарита пластины – XDMX13 (F_z до 4 мм/зуб при глубине 2 мм) и XDMX08 (F_z до 2 мм/зуб при глубине 1 мм). Каждая пластина имеет 2 режущие кромки. Дополнительным достоинством корпуса фрезы является специальное посадочное место в виде ласточкиного хвоста. Также существует несколько стружколомающих геометрий пластины в зависимости от ее применения: 1) М – универсальная геометрия; 2) ММ – для полужерновой обработки; 3) MR – для тяжелой черновой обработки и обработки закаленных сталей.

Номенклатура корпусов фрез состоит из концевых (диапазон диаметров от 20 мм до 40 мм), торцевых (диапазон диаметров от 50 мм до 125 мм) фрез

и модульных головок (диапазон диаметров от 20 мм до 40 мм). Крепление пластин на корпусах фрез осуществляется с помощью запатентованной системы крепления пластин "винт под углом".

Например, на предприятии Украины с помощью фрезы диаметром 40 мм даже на маломощном вертикальном обрабатывающем центре (конус DIN69871 40) при обработке пресс-формы из инструментальной стали X12 были получены следующие результаты: частота вращения шпинделя $S = 450$ мм/об. и минутная подача $F_{мин} = 900$ мм/мин (подача на зуб $F_z = 0,7$ мм/зуб) при глубине резания $Ap=1,2$ мм, что по сравнению с существующим методом обработки в 3,5 раза производительней. Стойкость одной режущей кромки составила 4 часа.

Более экономичной серией считается серия фрез ChaseFeed Plus (рис. 6.71,а), которые предназначены для высокопроизводительного фрезерования пресс-форм и штампов с экономичной пластиной. Пластина BLMP 1205 (рис. 6.71,б) – это двухсторонняя утолщенная пластина с 6-ю режущими кромками. Передняя поверхность у пластины позитивная, позволяющая снижать температуру в зоне резания. С помощью этих фрез можно достигать подачи на зуб до 4 мм при глубине резания 2 мм. При создании управляющих программ программируемый радиус (рис. 6.71,в) при вершине пластины необходимо закладывать в размере $R = 3$ мм.



Рис. 6.71. Фрезы серии ChaseFeed Plus (а), пластина BLMP 1205 (б) и программируемый радиус при ее вершине (в)

Номенклатура корпусов фрез состоит из концевых (диапазон диаметров от 32 мм до 40 мм), торцевых (диапазон диаметров от 50 мм до 125 мм) фрез и модульных головок (диапазон диаметров от 32 мм до 42 мм).

Пресс-формы и штампы существуют также небольшого габарита. В связи с этим специалисты компании TaeguTec разработали и добавили новую пластину небольшого габарита – AXMT 0602R-HF (рис. 6.72,а), которая предназначена для высоких подач на зуб (до 1мм/зуб) при глубине резания 0,5 мм, и имеет специальную режущую кромку. При создании управляющих программ программируемый радиус (рис. 6.72,б) при вершине пластины необходимо закладывать в размере $R = 0,9$ мм. Неудаленный материал будет составлять примерно 0,16 – 0,2 мм.

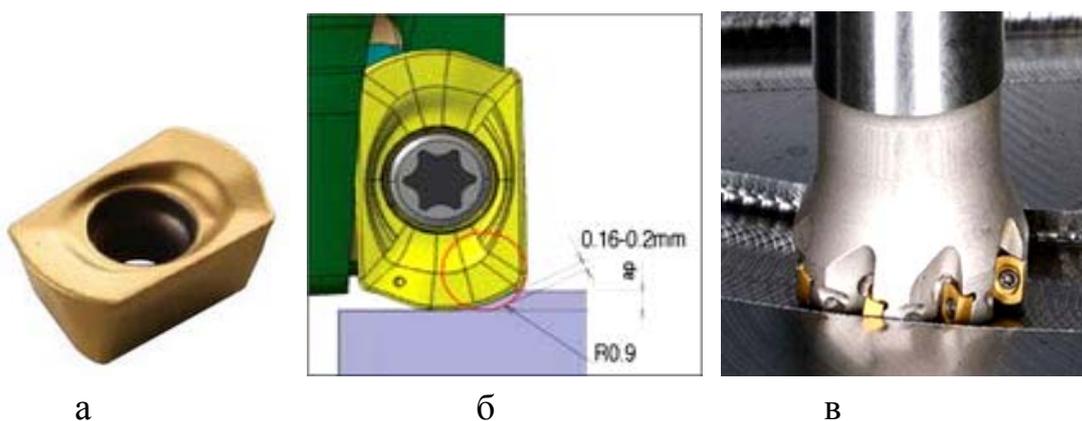


Рис. 6.72. Пластина небольшого габарита AXMT 0602R-HF (а) и программируемый радиус при ее вершине (б), фреза ChaseMill Mini (в)

Эта пластина может устанавливаться на стандартные корпуса фрез ChaseMill Mini (рис. 6.72,в), а именно на концевые (диапазон диаметров от 32 мм до 40 мм), торцевые фрезы (диапазон диаметров от 10 мм до 40 мм) и модульные головки (диапазон диаметров от 10 мм до 32 мм). Из-за малого габарита пластины можно устанавливать большее количество пластин. Фрезы ChaseMill Mini с механическим креплением пластин – это альтернативный вариант монолитным фрезам малого диаметра.

Все выше перечисленные корпуса фрез покрыты износостойким и антипригарным покрытием NickoTec на никелевой основе.

6.5.9. Фрезерование труднообрабатываемых материалов, применяемых в авиакосмической, нефтегазовой и энергетической отраслях

Компания TaeguTec выпустила новые фрезы и два типа соответствующих пластин с 5 режущими кромками, RTMX и RTHX, специально предназначенных для обработки нержавеющей стали и других труднообрабатываемых

мых материалов, используемых во многих отраслях промышленности, в частности, аэрокосмической, нефтегазовой и энергетической (рис. 6.73).

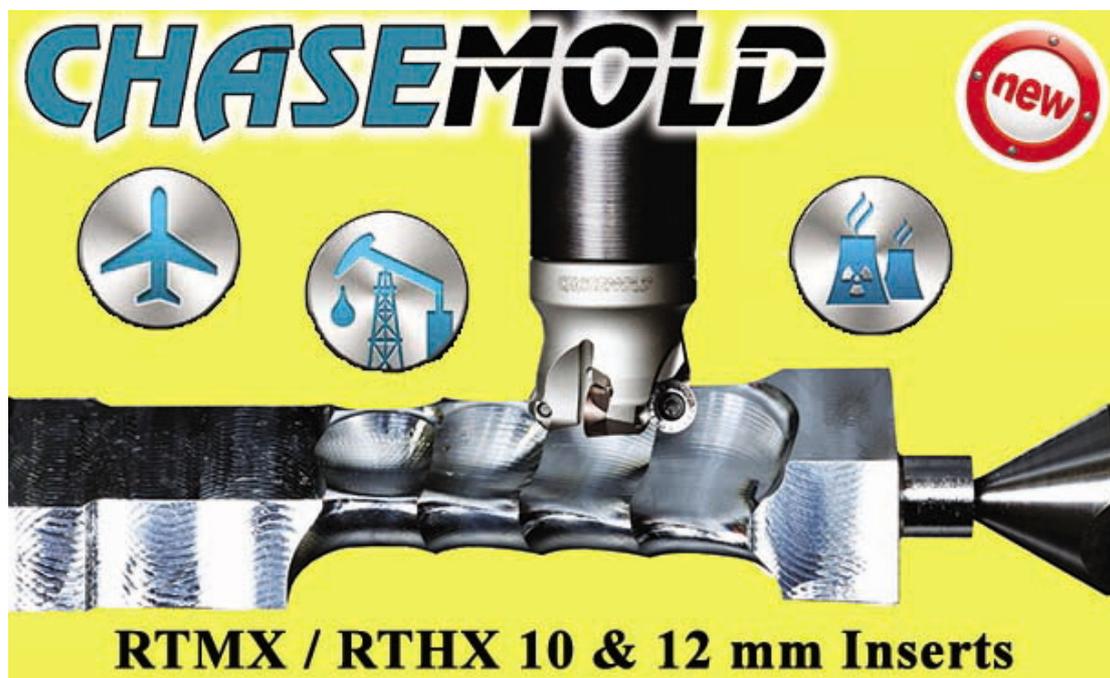
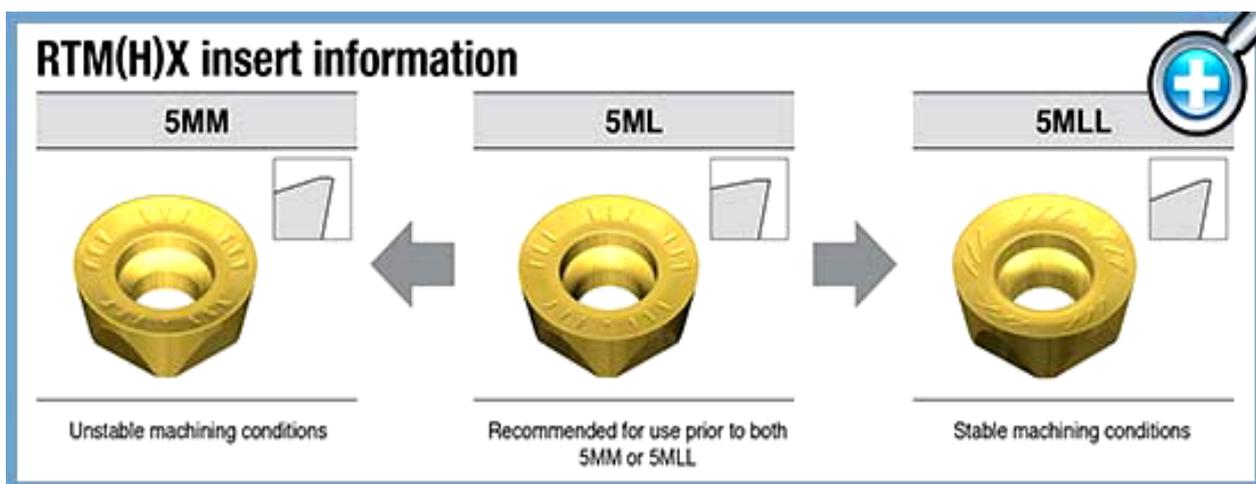


Рис. 6.73. Фрезерование пластинами RTMX и RTHX серии ChaseMold

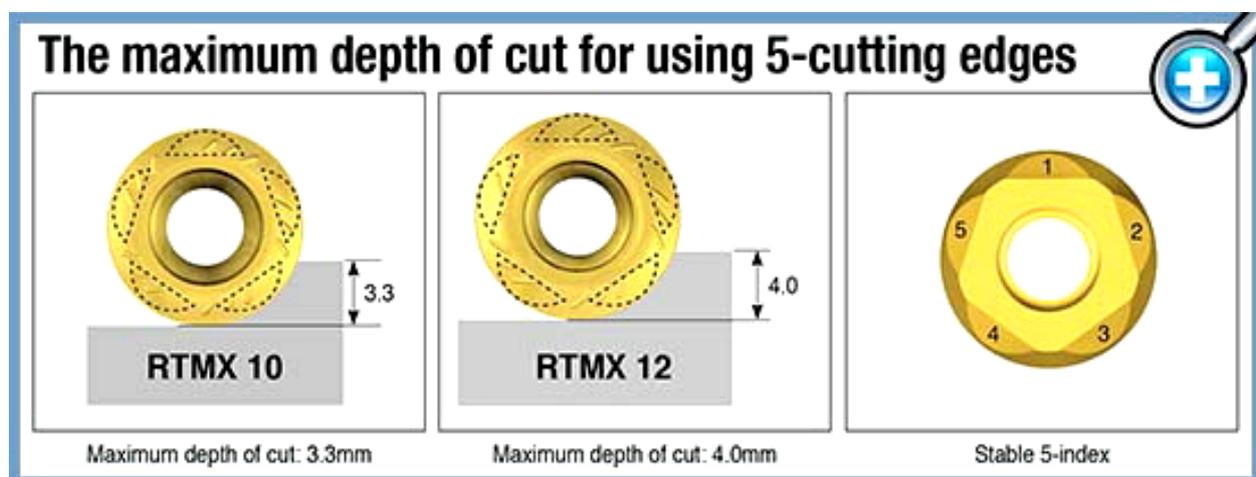
Пластины RTMX и RTHX серии ChaseMold, включая фрезы оптимального дизайна, были разработаны в результате непростого пути проб и ошибок, а также вследствие испытаний, направленных на достижение чрезвычайно высокой производительности. Они предназначены для обработки деталей из нержавеющей стали, труднообрабатываемых материалов, а также лопаток турбин в тяжелых и нестабильных условиях обработки.

Прессованная пластина RTMX является более экономичным решением, тогда как шлифованная пластина RTHX предназначена для высокоточной обработки. Оба типа пластин имеют высокопозитивный передний угол для снижения усилия резания.

Разработки представлены двумя габаритами пластин: 10 мм и 12 мм, и тремя стружколомающими геометриями: MM, ML и MLL (рис. 6.74,а). Стружколом MM рекомендуется для нестабильных условий обработки, MLL – для стабильных условий, а геометрия ML охватывает промежуточный диапазон операций между MM и MLL. Кроме того, оба типа пластин доступны как в стандартных, так и в специальных сплавах. Специальные сплавы, благодаря повышенным прочностным характеристикам и износостойкости, предназначены для любых, даже тяжелых, условий обработки.



а



б

Рис. 6.74. Пластины с тремя стружколомающими геометриями: MM, ML и MLL (а), пластина TaeguTec RTMX с 5 режущими кромками (б)

Новая разработка представлена следующими типами корпусов: концевые фрезы (\varnothing 32 мм), модульные головки (\varnothing 25 – 40 мм), торцовые фрезы (\varnothing 40 – 80 мм). Все типы фрез имеют внутренний подвод СОЖ для обеспечения эффективного отвода стружки.

В процессе испытания, имитирующего реальные условия обработки, новые инструменты ChaseMold компании TaeguTec обеспечивали более высокие показатели стойкости и производительности, чем аналогичные предложения других производителей.

В процессе черновой обработки аэродинамического профиля, корпуса и основания лопатки, изготовленных из мартенситной нержавеющей стали (X20Cr13, AISI 420), новая пластина TaeguTec RTMX с 5 режущими кромками увеличила стойкости на 65 % по сравнению с пластинами других произво-

дителей (рис. 6.74,б). В то же время, черновая обработка стенок и основания лопатки из нержавеющей стали (1.4923) показала увеличение стойкости той же пластины RTMX почти на 30 %.



Рис. 6.75. Серия инструмента ChaseMold с пластиной RTMX

Следующий тип испытаний, также имитирующий реальные условия обработки, продемонстрировал увеличение стойкости инструмента RTMX на 100 % при выполнении операции спиральной черновой обработки на профильной части лопатки, изготовленной из специального сплава мартенситных жаропрочных сталей (1.4938 + QT, X12CrNiMoV12-3).

В процессе обработки аэрокосмического корпуса двигателя из уэсполя и инконеля 718, серия инструмента ChaseMold с пластиной RTMX позволила увеличить производительность на 65 % по сравнению с инструментами других производителей (рис. 6.75).

6.5.10. Новые решения в области фрезерования алюминия

Новые многолетние контракты ведущих мировых авиастроителей (Boeing, Saab AB, Airbus, Embraer, производителей из стран СНГ) свидетельствуют о том, что авиационная и космическая индустрии остаются одними из самых развивающихся отраслей промышленности. Одним из основных обра-

бываемых материалов на таких предприятиях является алюминий и его сплавы, по причине небольшого удельного веса.

В условиях жесткой ценовой конкуренции, перед производителями летающих аппаратов стоит задача удешевления производства алюминиевых элементов самолетов, ракетоносителей и сопутствующих изделий. Единственный способ – снизить издержки производства, а значит, уменьшить время обработки деталей за счет увеличения производительности, применяя новые решения в области металлообработки.

Активно участвуя в процессе производства таких высокотехнологичных деталей из алюминиевых сплавов, компания TaeguTec выпустила серию фрез CHASEALU (рис. 6.76,а), предназначенную для высокоскоростного фрезерования. Она представляет собой фрезы с механическим креплением пластин.



Рис. 6.76. Серия фрез CHASEALU (а) и пластина типа ХЕСТ 1605 R-AL (б)

В основе новой разработки лежит интереснейшая твердосплавная пластина типа ХЕСТ (рис. 6.76,б), имеющая 2-е режущие кромки. Габарит пластины составляет 16 мм, за счет чего можно снимать припуск до 15 мм по глубине за один проход.

Основным недостатком процесса обработки алюминия является эффект налипания металла на режущий инструмент, катастрофически снижающий стойкость инструмента и влияющий на качество обрабатываемой поверхности. Имея доработанную переднюю поверхность методом современного полирования (рис. 6.77), режущая пластина ХЕСТ исключает этот отрицательный фактор при любых режимах резания.

Важным моментом при фрезеровании прецизионных деталей из алюминия является повышенное требование к допуску на геометрические разме-

ры пластины, что обеспечивается за счет шлифования по периметру задней поверхности пластины типа ХЕСТ.



Рис. 6.77. Особенности пластины ХЕСТ 1605 R-AL

Кроме того, разработчикам компании TaeguTec удалось сконструировать высокопозитивную режущую кромку пластины, которая минимизирует вибрацию при фрезеровании на высоких скоростях резания и позволяет достигать требуемой шероховатости поверхности.

Еще одной сложной задачей при обработке авиационных деталей является обработка закрытых карманов. Такие поверхности необходимо обрабатывать, врезаясь торцом фрезы в металл, и чем большее поднутрение у применяемой фрезы, тем больший угол врезания необходимо принять при расчете управляющей программы. Новая пластина позволяет врезаться фрезе практически вертикально (максимальный угол до 22°) за счет увеличенного поднутрения. Это позволяет существенно сократить время обработки.

Обычно фрезерование алюминиевых сплавов производят при достаточно высоких оборотах шпинделя, вызывающих значительные центробежные силы, что является определенной трудностью для конструкторов инструмента с механическим креплением пластин, т.к. пластина в результате действия этих сил стремится "выйти" из своего посадочного места на корпусе. Пластины серии фрез CHASEALU имеют V-образное посадочное место, которое сопротивляется центробежным силам и не дает сместиться пластине из своего посадочного гнезда, позволяя работать на скоростях до 5000 м/мин.

Самый опасный противник машиностроителя в авиастроении – это концентрированные напряжения, возникающие в детали в местах резких и острых переходов. Чтобы бороться с этими напряжениями, конструкторы КБ в этих местах обычно закладывают определенный радиус (например, радиус у основания кармана). Пластины серии CHASEALU имеют широчайший выбор радиусов (рис. 6.78,а) при вершине.

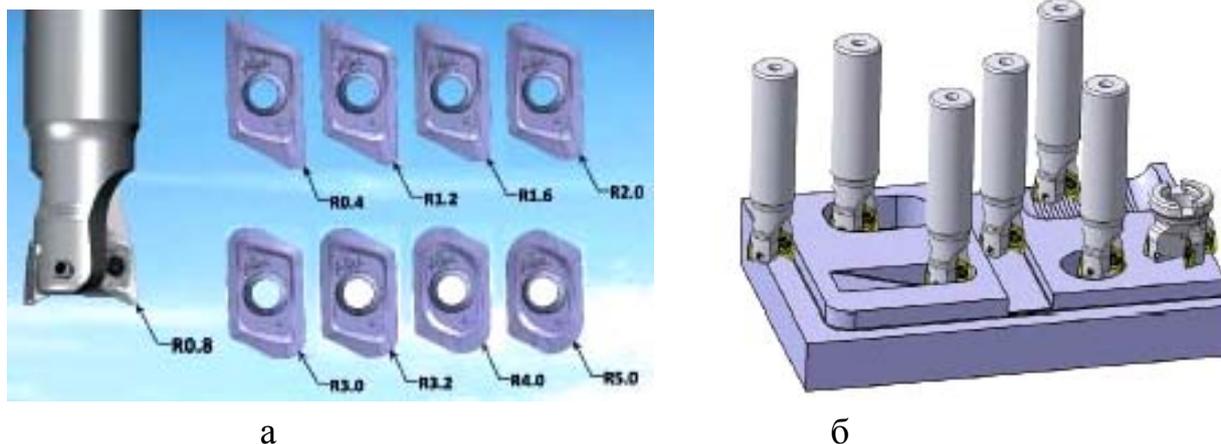


Рис. 6.78. Различные радиусы при вершине пластин XEVT 1605 R-AL (а) и типы выполняемых операций фрезами серии CHASEALU (б)

Интересно, что фрезы серии CHASEALU позволяют выполнять все типы операций (рис. 6.78,б), начиная от обработки пазов и уступов и заканчивая врезанием под углом и профильным фрезерованием.

Выпускается несколько типов корпусов: концевые, торцевые и модульные головки с размерами от $\varnothing 25$ мм до $\varnothing 125$ мм.

6.5.11. Новые пластины XEVT серии ChaseAlu для обработки алюминия

Обработка алюминия и сплавов на его основе имеет много сложностей. Однако, благодаря своей высокой удельной прочности, алюминий является крайне важным и высоко популярным материалом в автомобильной и аэрокосмической отраслях. В настоящее время основные сложности механической обработки алюминия связаны с налипанием материала на режущую кромку вследствие его адгезионных свойств. Для обеспечения эффективности механической обработки алюминия, компания TaeguTec основательно принялась за решение основной задачи такого типа операций – сведение к минимуму налипания материала на режущей кромке инструмента. При этом не менее важным является проблема своевременного отвода стружки от режущей кромки и достаточная прочность инструмента, способная противостоять действующим режущим нагрузкам без разрушений. В связи с этим, предложены две разработки серии ChaseAlu инструментов, которые объединяют возможность обработки алюминия с сокращением затрат и одновременным повышением производительности. Обеспечивая каждую отрасль промышленности

эффективными металлорежущими решениями, компания TaeguTec предлагает два новых продукта серии ChaseAlu: пластину XEVT 16-го габарита, которая является обновленной версией существующей пластины ХЕСТ 16, и пластину XEVT 22, появившуюся в то время, когда производительность, надежность и затраты требуют значительного улучшения для любой компании, стремящейся выжить в современных условиях динамично развивающегося мира (рис. 6.79,а).



а



б

Рис. 6.79. Пластины XEVT серии ChaseAlu для обработки алюминия (а) и "V"-образная посадочная поверхность и уникальный упор для жесткой фиксации и стабильности пластины XEVT (б)

Отвечая требованиям высокоскоростной обработки, на чем, преимущественно, сфокусирована пластина XEVT, оба типа имеют "V"-образную посадочную поверхность, а также уникальный упор для жесткой фиксации и стабильности (рис. 6.79,б). Оба габарита пластины обеспечивают высокие показатели точности и шероховатости поверхности при обработке алюминия и цветных металлов благодаря высокопозитивным винтовым режущим кром-

кам и шлифованной поверхности пластин. Таким образом, обе пластины – XEVT 16 и XEVT 22 – демонстрируют высокую производительность на таких высокоскоростных операциях фрезерования как обработка карманов и уступов, обработка пазов и канавок, торцевое фрезерование, врезание торцом, профилирование, врезание под углом и по спирали (рис. 6.80). Более того, оба типа пластин XEVT доступны в нескольких исполнениях радиусов при вершине, а пластины XEVT 16 взаимозаменяемы с существующими корпусами фрез TE90XE и TFM90XE, что позволяет повысить производительность по сравнению с используемыми в настоящее время пластинами XEST 16.

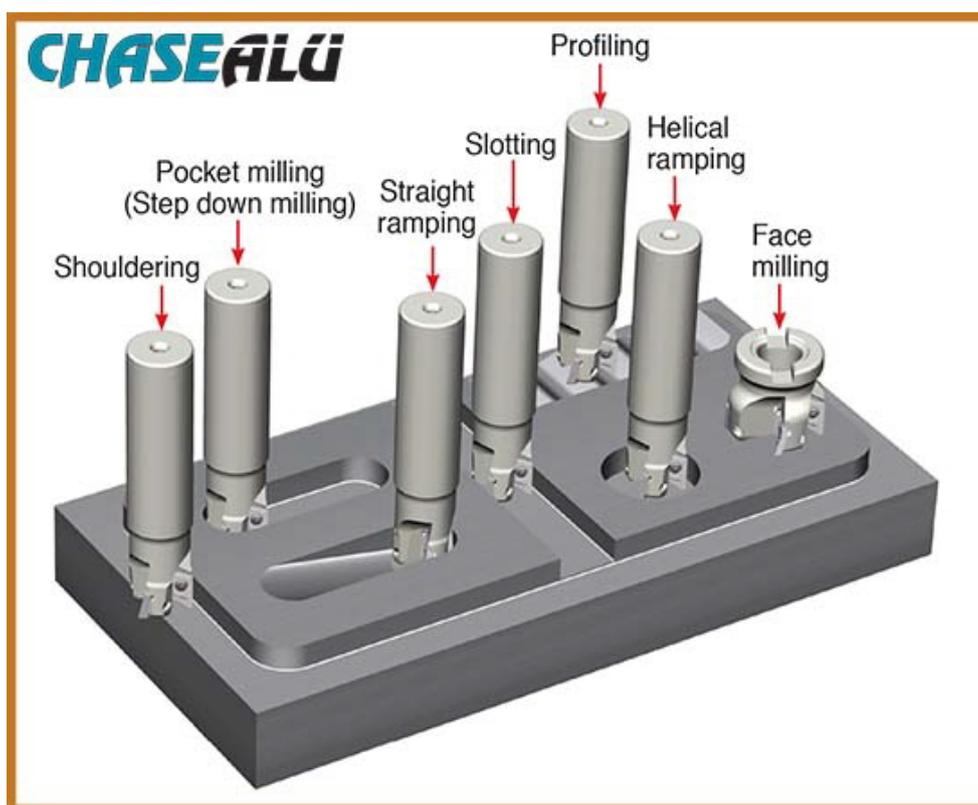


Рис. 6.80. Применение инструментов серии ChaseAlu при фрезеровании различных поверхностей

Простой дизайн системы крепления винтом обеспечивает соответствующую фиксацию и жесткость инструмента во время обработки, гарантируя, таким образом, стойкость и надежное крепление инструмента при повышенных подачах и скоростях резания алюминия и цветных металлов. Корпуса фрез обновленной серии представлены концевыми, модульными, торцевыми и HSK-типами фрез.

В обширных тестах, проводимых по всему миру в реальных условиях, пластина ChaseAlu XEVT 16 компании TaeguTec опередила ведущих произ-

водителей подобных пластин, увеличив производительность на невероятные 329 %, в то время как стойкость инструмента при обработке алюминиевых заготовок возросла лишь на 33 %. В условиях других испытаний, проводимых на алюминиевом сплаве, пластина TaeguTec XEVT 16 обеспечила увеличение производительности и стойкости инструмента на 27 % и 33 % соответственно.

6.5.12. Максимально эффективное фрезерование с новыми мини-пластинами Mill2Rush

Компания TaeguTec (Южная Корея) обновила линейку фрез Mill2Rush, выпустив недорогую прессованную мини-пластину 6NКУ (рис. 6.81) с максимальной глубиной резания 4,1 мм. Пластина 6NКУ 04 имеет 6 режущих кромок и является эффективным решением для обработки уступов, пазов и карманов, обеспечивая идеальный угол в 90° . Номенклатура державок (min Ø20) представлена концевыми, торцевыми и модульными типами фрез.



Рис. 6.81. Фреза Mill2Rush с прессованной мини-пластиной 6NКУ

Преимущества фрез:

- высокая плотность расположения режущих пластин на корпусах фрез (рис. 6.82) в сравнении с аналогичными пластинами большего размера;
- значительное увеличение производительности (подачи стола) при небольшой глубине резания за один проход;
- плавная обработка и снижение сил резания благодаря позитивной винтовой режущей кромке;
- жесткая система крепления режущих пластин.

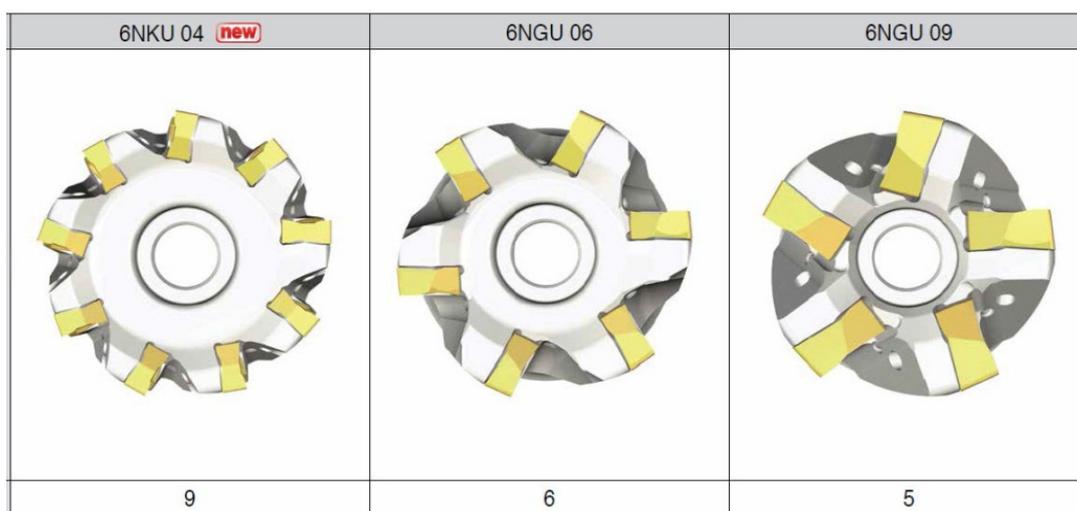


Рис. 6.82. Расположение режущих пластин на корпусах фрез Mill2Rush

Результаты технических испытаний фрез Mill2Rush и аналогичных инструментов приведены в табл. 6.10.

Таблица 6.10

Сравнение результатов испытаний фрез Mill2Rush и аналогичных инструментов другого производителя

№ п/п	Заготовка	6NКУ 04 увеличение показателей, %	
		Производительность	Стойкость
1	Чугун	67	50
2	Легированная сталь	50	47

Как видно из табл. 6.10, достигается существенное увеличение производительности и стойкости фрез Mill2Rush при обработке как чугуна, так и легированной стали.

6.5.13. Повышение экономичности обработки деталей небольших размеров

Благодаря успехам, достигнутым при внедрении малогабаритной пластины 2РКТ 05, применяющейся при обработке деталей небольшого размера, специалисты компании ТаегуТес взяли курс на усовершенствование фрезерных пластин CHASE2MILL. Результатом стал выпуск новой компактной двусторонней пластины с удвоенным количеством режущих кромок и усиленной конструкцией, которая охватывает еще более широкий диапазон операций высокопроизводительного фрезерования. Данная серия фрез с двусторонними пластинами 4NКТ 06 (рис. 6.83,а) эффективна при обработке миниатюрных

изделий, прессформ, штампов и решения иных задач в автомобильной и других отраслях промышленности, а также является универсальным инструментальным решением для общего торцевого фрезерования, обработки уступов под идеально прямым углом, сквозных канавок, карманов под углом и для врезания по винтовой траектории.

Новая пластина 4NKT 06 (рис. 6.83,а) с уникальным дизайном устанавливается на корпус фрезы под углом в плане 90° . Такое решение позволяет выполнять качественную вертикальную обработку стенок пазов и уступов. Геометрия новой пластины, несмотря на двустороннюю конструкцию, обеспечивает врезание в заготовку под большим углом наклона. Кроме того, высокопозитивная геометрия пластины 4NKT 06 снижает силы резания, а расположение режущих кромок на пластине в шахматном порядке предотвращает повреждение кромок и увеличивает опорную поверхность посадочного места (рис. 6.83,б).



Рис. 6.83. Фреза с двусторонними пластинами 4NKT 06 (а) и опорная поверхность посадочного места пластины (б)

Новая пластина с четырьмя режущими кромками обладает увеличенной толщиной и повышенной прочностью, что в сочетании с крупным крепежным винтом М3 обеспечивает исключительно высокую стабильность и производительность обработки. Пластина 4NKT 06 вписывается в линейку существующего инструмента с пластинами ANHX 11-го и 16-го габаритов. Габарит пластины 4NKT 06 позволяет разместить большее количество пластин на корпусе фрезы (рис. 6.84), что обеспечивает повышенную производительность, благодаря увеличению минутной подачи. При этом длина кромки пластины 6 мм позволяет обрабатывать материал с глубиной резания до 5 мм.

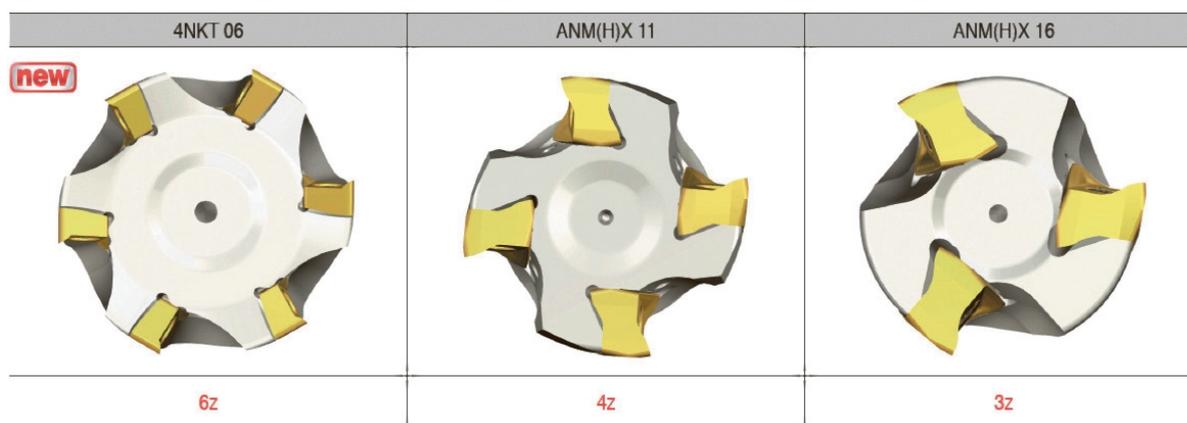


Рис. 6.84. Расположение пластин на корпусах фрез

Новые пластины 4NKT 06 доступны в двух геометриях: "M" – для операций общего машиностроения и "ML" – для нестабильной обработки, а также для работы с большими вылетами инструмента. Линия корпусов обновленной серии представлена следующими типами и габаритами фрез: концевые фрезы ($\varnothing 16 - 40$ мм), модульные головки ($\varnothing 16 - 40$ мм) и торцевые фрезы ($\varnothing 32 - 63$ мм). Вся номенклатура данной линейки фрез TaeguTec оснащена системой внутреннего подвода охлаждающей жидкости, позволяя эффективно выводить стружку и предотвращать налипание обрабатываемого материала на режущие кромки.

В отличие от классических фрез с механическим креплением пластин, например, с пластинами 2PKT 05, новая разработка позволяет дополнительно врезаться торцом в металл по циклу сверления (рис. 6.85). Эта полезная функция позволяет производить обработку закрытых пазов на универсальном оборудовании, а также упрощает сложные расчеты управляющих программ для «узких мест», где отсутствует возможность врезаться в металл под углом. Максимальная глубина сверления за один проход составляет 1,5 мм. Перед внедрением новых фрез на предприятиях Украины, фрезы испытывали в техническом центре "ТАЕГУТЕК УКРАИНА", методом сравнения с аналогичными решениями других производителей.

В результате достигнуто значительное увеличение производительности и стойкости инструмента компании TaeguTec в сравнении с образцами других производителей, а именно: во время обработки серого чугуна пластина 4NKT продемонстрировала увеличенную стойкость кромки на 25 % по сравнению с самым лучшим образцом известного производителя. При обработке заготовки из низкоуглеродистой стали новая пластина показала увеличение производительности на 100 % в сравнении с ранее применявшимся инструментом компании TaeguTec (табл. 6.11).

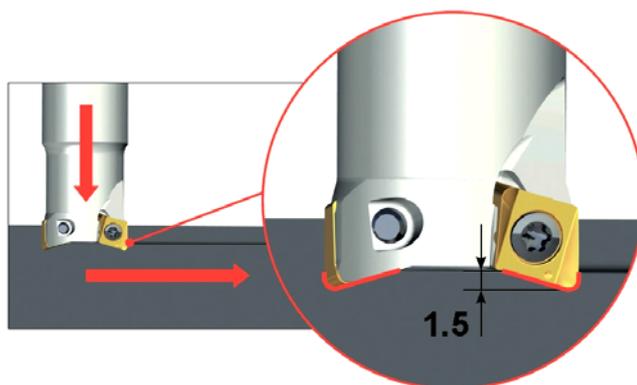


Рис. 6.85. Врезание торцом фрезы в заготовку

Таблица 6.11

	Новинка 4NKT (TaeguTec)	Существующий метод
Обрабатываемый материал	Инструментальная сталь 5ХНМ (Твердость НВ 250)	
Станок	Горизонтально-расточной станок с ЧПУ	
Операция	Обработка открытого кармана	
Корпус фрезы	Фреза Ø164N-TE90-216-W16-06	Фреза монолитная Ø25 Z5
Пластина	4NKT 060308R-M TT9080	-
Скорость, м/мин	100	16
Обороты, об/мин	2000	200
Подача, мм/мин	360	15-20
Глубина резания, мм	1.5	4.5
Время обработки, мин	9 мин	21 мин
Изображение заготовки с выполненным пазом		

6.5.14. Кукурузные фрезы и пластины с кромкой «Splitter» – идеальная комбинация для черновой обработки

Компания TaeguTec расширила серию инструмента MillRush кукурузными фрезами, также известными как длиннокромочные фрезы, и пластинами с геометрией "Splitter" для повышения производительности на черновых операциях. Фрезы с пластинами ЗРКТ 06, 10, 15 и 19 мм дополнены кукурузными концевыми и насадными фрезами. На рис. 6.86 показаны новые фрезерные решения компании TaeguTec для обработки уступов и пазов.



Рис. 6.86. Фрезерные решения для обработки уступов и пазов

Все пластины серии MillRush, включая ЗРКТ 15 и 19 мм с геометрией "Splitter", выпущенные за весь период, могут быть установлены на корпусах кукурузных фрез. Кроме того, новые пластины ЗРКТ 15 и 19 мм представлены в двух концепциях: SM2 (3 кромки и 2 канавки) и SM3 (3 кромки, 3 канавки и периферия другого цвета). Эффективность применения новых геометрий пластин SM2 и SM3 состоит в исключении образования рисок на обрабатываемых поверхностях и снижении сил резания и вибраций.

Для расширения диапазона изменения глубин резания инструменты MillRush пополнились пластинами ЗРКТ 15 и 19 мм с геометрией "Splitter".

Пластины с геометрией "Splitter" доказали свою эффективность с выходом существующих пластин АРКТ и АННХ, которые демонстрируют превосходные показатели производительности в условиях нестабильной обработки (большой вылет или слабая оснастка), в то время, как канавки на режущей кромке уменьшают режущую нагрузку, вибрацию и шум.

Благодаря снижению режущих сил при обработке, данное решение подходит для более высокой подачи стола, что, в свою очередь, обеспечивает более высокую производительность.

Из-за увеличения снимаемого припуска, кукурузная фреза MillRush является незаменимым инструментом для черновой обработки углов, глубоких уступов и карманов.

Кроме того, новая линейка кукурузных фрез MillRush и пластины с геометрией "Splitter" (рис. 6.87) подходят для различных операций механической обработки и являются хорошим предложением для тех, кто нацелен на увеличение производительности и сокращение затрат.

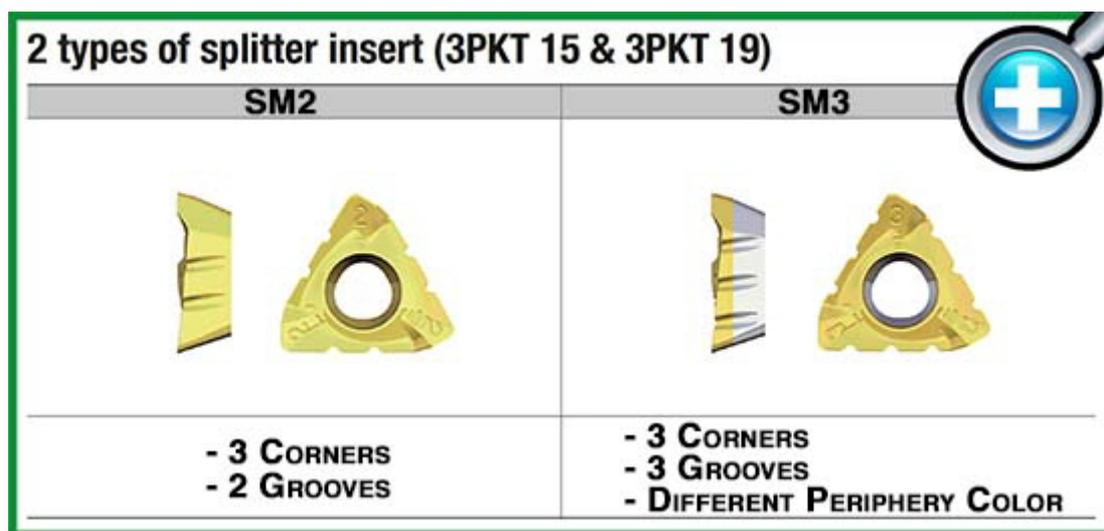


Рис. 6.87. Специальная геометрия Splitter (насечки на кромке) для дробления стружки

Новые фрезы отличаются чрезвычайной прочностью и жесткостью корпуса, что позволяет вести тяжелую обработку глубоких уступов и карманов с легкостью. Пластины с геометрией "Splitter" покрыты знаменитым сплавом TaeguTec GoldRush, который обеспечивает улучшенную прочность, высокую износостойкость, и уменьшает трение со стружкой, а также позволяет получать высокое качество поверхности обрабатываемой детали, уменьшает налипание материала на кромку и вероятность выкрашивания кромки пластины при обработке заготовок из различных материалов.

В условиях технических испытаний новая кукурузная фреза с пластинами "Splitter" от TaeguTec при обработке конструкционной стали не только увеличила стойкость инструмента на 39 %, но и повысила производительность на 33 %. При другом испытании, проводимом на чугунной заготовке, новая фреза компании TaeguTec вместе с пластинами "Splitter" превзошла на 50 % аналогичный инструмент ведущих производителей.

6.5.15. Серия фрез CHASEMILLPOWER со сменными пластинами – альтернатива дорогостоящему монолитному инструменту

Вопрос о снижении затрат на этапе механической обработки деталей машин в настоящее время актуален на предприятиях Украины как никогда ранее. Себестоимость процесса механической обработки изделия состоит из ряда затрат, в которых расходы на режущий инструмент занимают не послед-

нее место. При изготовлении деталей малых габаритов методом фрезерования рекомендуется применять твердосплавные фрезы небольшого диаметра в монолитном исполнении с целью получения продукции высокого качества. Однако с каждым годом стоимость сырья для производства цельномонолитных фрез неуклонно растет. Поэтому предприятиям Украины, закупающим вольфрамсодержащий инструмент за рубежом, приходится учитывать и негативное влияние девальвации национальной валюты на формирование его стоимости. Все чаще машиностроительные предприятия интересуются альтернативными монолитному режущему инструменту решениями.

У компании TaeguTec такая альтернатива есть – это концевые фрезы с механическим креплением миниатюрных пластин типа "семечка" (рис. 6.88).



Рис. 6.88. Миниатюрная пластина типа "семечка"

При использовании такого решения в инструменте диаметром $\varnothing 10$ или $\varnothing 12$ мм на корпус устанавливается две или даже три пластины (2 – 3 эффективных зуба), что позволяет успешно конкурировать с монолитным дорогостоящим инструментом по производительности обработки и не уступать по качеству обработанных поверхностей. Однако ключевым преимуществом данного решения является относительно низкая стоимость пластины по сравнению с монолитной твердосплавной фрезой, что и обеспечивает значительную экономию затрат на инструмент.

Следует проанализировать и недостатки механического крепления пластин к корпусу фрезы. Понятно, что при небольших размерах пластины крепежный винт имеет достаточно малые размеры, в связи с чем в процессе высокопроизводительного фрезерования возрастает риск его обрыва и дальнейшей поломки пластины, а часто даже выхода из строя дорогостоящего корпуса фрезы. Поэтому экономичность такого решения сомнительна.

Детально изучив указанную выше проблему механического крепления пластин к корпусу фрезы, компания TaeguTec выпустила серию фрез с механическим креплением пластин CHASEMILL POWER (рис. 6.89,а). Они предназначены для высокопроизводительной и экономичной обработки даже при нежесткой технологической системе взамен дорогостоящим монолитным фрезам. Одной из отличительных особенностей этих фрез является специальная конструкция посадочного места для пластины (рис. 6.89,б) в виде "ласточки хвоста", которое принимает на себя основную силовую напря-

женность процесса резания и предохраняет винт пластины от воздействия деформирующих нагрузок. Для дополнительной защиты от поломки пластин был увеличен сам крепежный винт до размера резьбы М2 (в стандартных решениях других производителей – обычно М1,6 и М1,8).

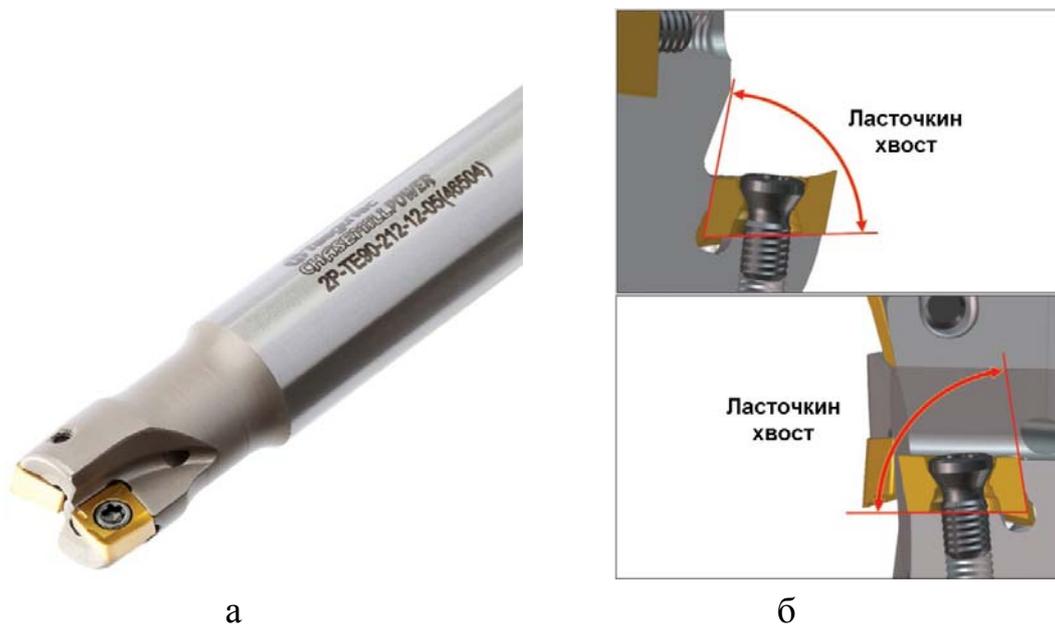


Рис. 6.89. Фреза серии CHASEMILL POWER (а) и посадочное место для пластины в виде "ласточкиного хвоста" (б)

Важнейшим достижением инженеров компании TaeguTec является уникальная двухсторонняя пластина 2РКТ05 (рис. 6.90), имеющая две режущие кромки. Двухстороннее исполнение и высокопозитивная геометрия за-



Рис. 6.90. Двухсторонняя пластина 2РКТ05

щищают вторую режущую кромку от возможных повреждений или от выкрашивания из-за контакта со стружкой. Кроме того, новая пластина способна обеспечивать максимальную глубину резания до 4,2 мм, выполняя обработку уступов под идеальным прямым углом, в том числе при многократных проходах. Для охвата широкого диапазона операций и задач пластина 2РКТ05 представлена в двух геометриях: "М" – для общего применения и "ML" – для ненагруженной и нестабильной обработки, а также при больших вылетах режущего инструмента. Дополнительным преимуществом пластин 2РКТ05 является наличие сглаживающей геометрии Wiper на каждой режущей кромке, благодаря чему достигается улучшенная чистота поверхности обработанной детали.

Номенклатура новой серии инструмента представлена концевыми фрезами в диапазоне диаметров $\varnothing 12 - 32$ мм, модульными фрезами $\varnothing 12 - 25$ мм и торцовыми фрезами $\varnothing 32 - 40$ мм.

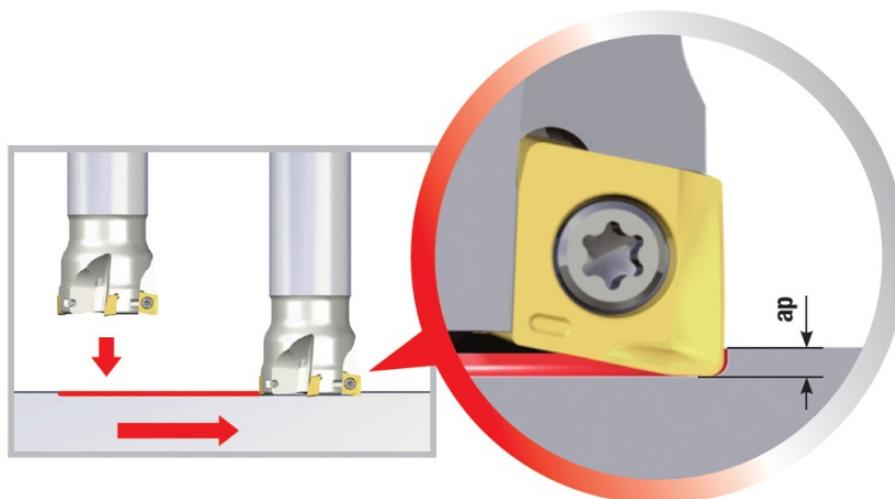


Рис. 6.91. Врезание торцом фрезы в металл по циклу сверления

Новый инструмент CHASEMILL POWER является универсальным решением, эффективно применяющимся для операций общего торцового фрезерования, обработки уступов под идеально прямым углом, обработки пазов, врезания под углом и по спирали. В отличие от классических фрез с механическим креплением пластин, у предложенных фрез есть дополнительная возможность врезаться торцом в металл по циклу сверления (рис. 6.91). Весьма полезная функция, которая дает возможность обработки закрытых пазов на универсальном оборудовании или позволяет уйти от сложного расчета управляющей программы для "узких" карманов, где отсутствует возможность входа в металл под углом. Максимальная глубина сверления за один проход составляет 0,7 мм.

6.6. Повышение эффективности механической обработки отверстий

6.6.1. Прогрессивные решения при обработке отверстий

Для повышения конкурентоспособности в машиностроительном производстве необходимо рационально использовать его ресурсы. Это относится и к операции сверления, которая должна выполняться быстро и надежно, несмотря на очевидные недостатки и трудности этого процесса. Будь то черно-

вая обработка полости в заготовке или изготовление точного отверстия для сопряжения деталей в механизме, эффективное сверление всегда рассматривается как серьезное конкурентное преимущество производителя.

Компания TaeguTec является мировым лидером в производстве инструмента для обработки отверстий. В своем арсенале она имеет следующие серии инструмента:

- H-Drill – монокристаллические твердосплавные сверла;
- MQL Drill – монокристаллические твердосплавные сверла для сверления глубоких отверстий (до 20 диаметров) с применением минимального количества СОЖ;
- T-Drill – сверла с механическим креплением пластин;
- T-Cap – многофункциональный инструмент для сверления, растачивания и торцевого наружного точения;
- T-CHAMFER – комбинированные сверла для одновременного снятия фаски;
- T-Deer – инструментальные системы для глубокого сверления.
- TS (TB, TM) – REAM – развертки.

Как известно, главными критериями при выборе сверла являются диаметр обрабатываемого отверстия, глубина сверления и, конечно же, материал заготовки. Наиболее важным параметром, влияющим на выбор технологии обработки отверстий, является отношение глубины отверстия к его диаметру ($L_{\text{отв.}}/D$). В современной металлообработке принято считать отверстия неглубокими, если это отношение не превышает 5. Для обработки таких отверстий без каких-либо ограничений могут быть применены все виды сверления с окончательной доработкой концевым и расточным инструментом. В то же время к глубоким отверстиям однозначно относят отверстия с отношением $L_{\text{отв.}}/D > 20$. В этом случае используют специализированное оборудование и инструмент для глубокого сверления и расточки, отличительной особенностью которых является наличие направляющих элементов для опоры режущей части инструмента о стенки самого обрабатываемого отверстия.

Наиболее целесообразным методом получения отверстий диаметром от 12,5 до 80 мм и глубиной до 4 – 5 диаметров является обработка сборными сверлами со сменными неперетачиваемыми пластинами серии T-Drill. Они обеспечивают наименьшие инструментальные затраты по сравнению со всеми другими системами.

Серия T-Drill – это высокопроизводительные сверла с механическим креплением квадратных пластин, которые имеют по 4 (!!!) эффективных ре-

жущих кромки. Типоразмер пластин T-Drill представлен в диапазоне от 5 мм до 14 мм, в зависимости от габаритов корпуса сверла. Различные твердые сплавы и виды стружколомающей геометрии позволяют обрабатывать практически весь спектр материалов.

Стружколомы:

- DG – универсальное применение при обработке сталей (рис. 6.92,а);
- DK – обработка чугуна (рис. 6.92,б);
- DA – полированная передняя поверхность пластины (рис. 6.92,в) для обработки алюминия и цветных материалов.



Рис. 6.92. Пластины SPMG со стружколомами: DG (а); DK (б); DA (в)

Сплавы:

- ТТ9030 – обработка всех типов материалов, оптимальное сопротивление механическому удару;
- ТТ8020 – прочный сплав при обработке неустойчивых поверхностей или для пакетной обработки;
- ТТ6030 – сплав для обработки чугунов;
- ТТ7400 – сплав для периферийных пластин при обработке углеродистой и легированной сталей;
- К10 – твердый сплав для обработки алюминиевых материалов.

Сверла серии T-Drill являются высокопроизводительными и работают с высокими скоростями резания (табл. 6.12).

Таблица 6.12

Режимы резания T-Drill

Обрабатываемый материал	Скорость резания V , м/мин	Подача $F_{об}$, мм/об.
Сталь	130 – 250	0,05 – 0,25
Нержавеющая сталь	170 – 240	0,05 – 0,19
Чугун	130 – 250	0,06 – 0,30
Титановый сплав	30 – 60	0,05 – 0,24
Алюминий	330 – 380	0,06 – 0,26

Для экономически обоснованного сверления отверстий больших диаметров (более 50 мм), компания TaeguTec рекомендует использовать сверла серии T-Drill с двумя картриджами (рис. 6.93).



Рис. 6.93. Сверло серии T-Drill с картриджами

В комплект одного сверла входят центральный (неподвижный) картридж, который перекрывает центр сверла, и периферийный картридж с возможностью регулирования диаметра сверления за счет комплекта установочных пластин. Эти пластины помещаются между корпусом сверла и периферийным картриджем.

Таким образом, имея один корпус сверла, например, TDR 2567-73-50T2-11CA, можно выполнять обработку отверстий от диаметра 67 мм до 73 мм включительно.

Для более стабильного сверления компания TaeguTec предлагает периферийные картриджи фиксированного размера без установочных пластин или сверла с монолитным корпусом без картриджей.

При обработке отверстий большое значение имеет жесткость сверла. Наиболее важным параметром, влияющим на жесткость, является отношение глубины к диаметру сверления ($L_{\text{отв}}/D$). Но даже при обработке сверлами TaeguTec серии T-Drill на глубину 5 диаметров обеспечивается жесткость, большая, чем при обработке подобным инструментом других производителей. Этот результат достигается благодаря размещению пластины под опре-

деленным углом (угол "атаки") на корпусе сверла, что способствует образованию минимальных вибраций в процессе сверления.

На все корпуса сверл серии T-Drill нанесено износостойкое покрытие NickoTec, которое предотвращает налипание стружки.

В процессе сверления срезаемый металл (стружка) постоянно контактирует с корпусом сверла и способствует его быстрому износу. Поэтому дополнительным преимуществом корпуса T-Drill является специальная закаленная область в зоне контакта стружки и корпуса (рис. 6.94).



Рис. 6.94. Закаленная область

Отдельного внимания заслуживает конструкция каналов для подачи СОЖ (рис. 6.95). При изготовлении сверл T-Drill компания TaeguTec использует уникальную технологию получения винтовых каналов для подачи СОЖ в корпусах. Благодаря расположению каналов для подачи СОЖ в перьях сверла, вблизи периферии корпуса удается уменьшить толщину сердцевины и, соответственно, увеличить пропускную способность стружечных канавок. Эта конструкция позволяет не только улучшить стружкоудаление и увеличить ресурс работы сверла, но и значительно снижает нагрузки на оборудование в процессе резания.

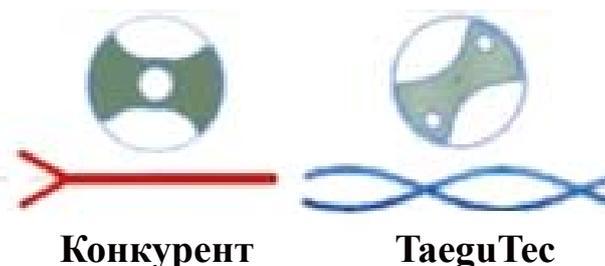


Рис. 6.95. Конструкция каналов для подачи СОЖ

Чтобы устранить необходимость использования дорогостоящих сверл специального диаметра, компания TaeguTec предлагает использовать патроны с регулируемым диаметром сверления серии FITBORE для сверл с механическим креплением пластин. Диапазон регулирования диаметра составляет от $-0,30$ до $+1,30$ мм. Допуск на диаметр отверстия в пределах $\pm 0,02$ мм.

Также следует отметить, что по техническому заданию заказчика TaeguTec может изготовить любые ступенчатые и комбинированные сверла различных конструкций. К ним относятся сверла с неперетачиваемыми пластинами и цельнотвердосплавные сверла. Целесообразность использования более дорогого, но производительного комбинированного инструмента определяется экономическим расчетом, который может быть выполнен специалистами компании "ТАЕГУТЕК УКРАИНА". Если же задача состоит в самостоятельном изготовлении осевого инструмента, то компания TaeguTec предлагает специальные твердосплавные заготовки, в том числе с каналами для подачи СОЖ. Имея собственные рудники по добыче вольфрама, широкую номенклатуру сплавов и современную технологию спекания Sinter-NIP, компания TaeguTec может решить любую задачу по обработке отверстий.

6.6.2. Монолитные твердосплавные направляющие пластины серии T-Deer – прямой путь к экономии

Сверление глубоких отверстий в некоторых наиболее труднообрабатываемых материалах требует не только мастерства рабочего, но и выбора эффективного режущего инструмента, обеспечивающего выполнение требований по качеству и точности обрабатываемых поверхностей. К таким инструментам следует отнести новейшую разработку компании TaeguTec – монолитные твердосплавные направляющие пластины серии T-Deer для головок глубокого сверления и пушечных сверл, которые обеспечивают высокоточную траекторию глубокого сверления. Благодаря многочисленным преимуществам, монолитные твердосплавные направляющие пластины позволяют достичь большей экономии по сравнению с напайными аналогами как за счет цены, так и производительности обработки. Снижение энергопотребления, повышение стойкости, меньшее количество пластин для обработки такого же диапазона диаметров отверстий, а также прогрессивные твердые сплавы – все это позволяет рассматривать новые пластины оптимальным высокопроизводительным решением.

Следует отметить универсальность направляющих пластин компании TaeguTec, так как они являются идеальным выбором для любой отрасли промышленности, где есть операции глубокого сверления в различных материалах. К примеру, монокристаллические направляющие пластины, обеспечивающие экономичное и производительное сверление глубоких отверстий, используются в автомобильной промышленности для производства дизельных двигателей и кузовов, в энергетике - для производства теплообменников и сверления отверстий подачи масел гидравлических элементов, а также в тяжелой промышленности – для производства судовых карданных валов. Кроме того, направляющие пластины одинаково незаменимы в аэрокосмической отрасли, где шасси самолета и газовые турбины должны соответствовать жестким требованиям техники безопасности; в секторе обороны, где стволы всех орудий требуют выполнения точных производственных требований; для обработки ответственных отверстий для охлаждающих жидкостей в пресс-формах и штампах, в производстве стальных заготовок, машинных шпинделей, а в машиностроении – для производства чрезвычайно устойчивых деталей типа "Башмак".

Новая серия направляющих пластин представлена в диапазоне габаритов от PAD-06 до PAD-18 и выполнена из двух сплавов. Сплав SB предназначен для операций общего сверления глубоких отверстий, в которых одинаково необходима подача масла и эмульсии. Дополнительный сплав SA станет идеальным выбором на операциях, требующих высокой стойкости инструмента, где в качестве охлаждения применяется только масло для предотвращения поломки пластины при стабильных режимах резания. Монокристаллические направляющие пластины полностью шлифованные, обеспечивают превосходную стойкость и высокую производительность по сравнению с напайными пластинами.

6.6.3. Высокоточная обработка отверстий инструментом компании TaeguTec

С каждым годом машиностроители всего мира, конструируя между собой, производят все более сложные высокотехнологичные узлы и механизмы. Это влечет за собой повышение квалификации технического персонала компаний для обеспечения высокого качества обработки наиболее ответственных деталей таких изделий. В основном, речь идет о допусках на размеры и тре-

бованиях к шероховатости поверхности, если ограничиться лишь технологическими показателями процессов обработки. Поэтому лучшие мировые производители инструмента стараются работать с опережением для своевременного удовлетворения повышенных требований заказчиков к инструменту.

Южнокорейская компания TaeguTec предложила несколько инновационных решений в области обработки отверстий (рис. 6.96), которые оказались весьма своевременными для машиностроителей, производящих прецизионные детали. Во-первых, это серия твердосплавных коронок DRILLRUSH.

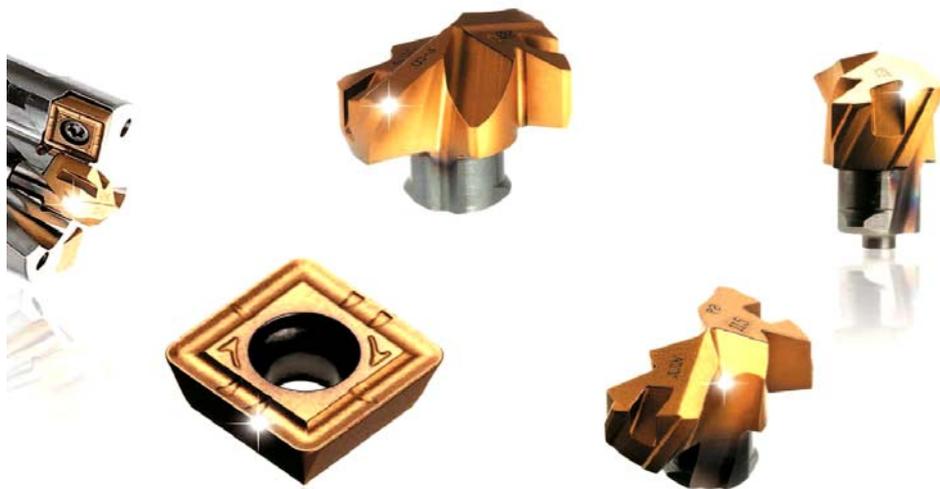


Рис. 6.96. Режущие пластины и коронки для обработки отверстий

Новой разработкой этой серии является коронка с двойной ленточкой (рис. 6.97), которая обеспечивает высокие показатели шероховатости поверхности и точности обработанных отверстий.



Рис. 6.97. Коронка с двойной ленточкой

ности и точности обработанных отверстий.

Коронка выпускается в геометрии "P" для качественного улучшения операций сверления стальных заготовок. Например, после сверления легированных сталей легко достигим класс шероховатости ниже Ra1,6 и допуск по цилиндричности и прямолинейности – до 0,05 мм независимо от длины инструмента. Эти показатели в некоторых случаях позволяют полностью отказаться от дополнительных чистовых операций.

Если сравнивать обычную коронку и обновленную коронку DRILLRUSH (рис. 6.98), то последняя имеет 4-е направляющие поверхности (по две на каждой режущей кромке), что обеспечивает жесткий допуск гео-

метрии отверстий, превосходную шероховатость поверхности и стабильную производительность при равных рекомендуемых режимах резания. В итоге эти преимущества обеспечивают повышенную производительность и высокое качество обработки в сравнении с любыми применявшимися ранее монолитными твердосплавными или другими традиционными сверлами любого производителя. Диапазон диаметров отверстий, выполняемых сверлами с коронками с двойной ленточкой DRILLRUSH, – от Ø 8 до Ø 19,5 с шагом 0,5 мм.

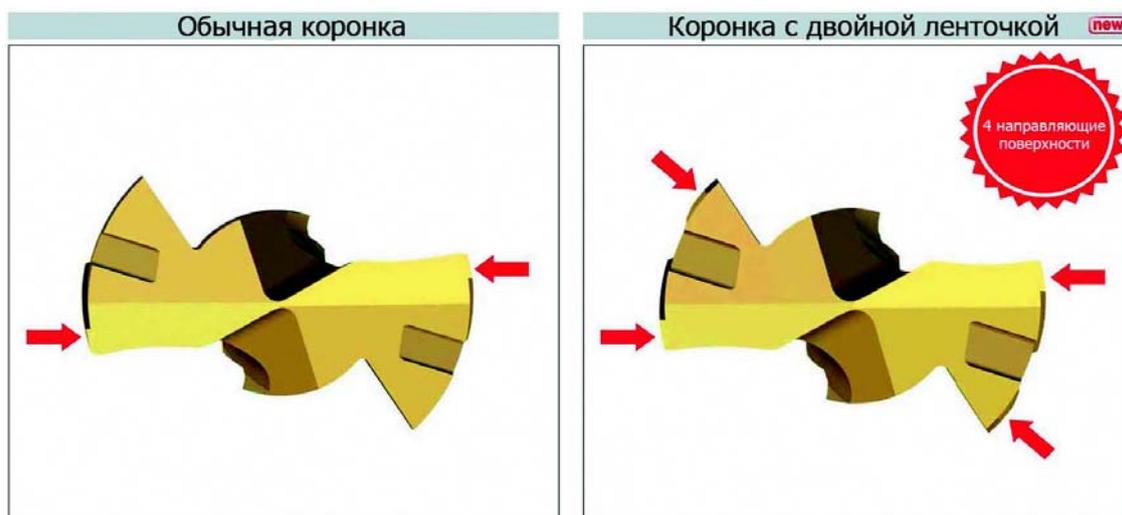


Рис. 6.98. Обычная коронка и обновленная коронка с двойной ленточкой

Необходимо отметить, что такой новый тип коронок с двойной ленточкой в настоящее время производится из хорошо зарекомендовавшего себя на операциях сверления сплава GoldRush TT9080, обеспечивая непревзойденную стойкость инструмента, и совместим со стандартными корпусами коронок DRILLRUSH.

Нельзя не отметить совершенно новую серию сверл TWINRUSH (рис. 6.99), созданную инженерами компании TaeguTec специально для прецизионной обработки отверстий большого размера, гарантируя не только отличное качество, но и высокую производительность. Серия представляет собой симбиоз достоинств двух твердосплавных инструментов на одном корпусе: коронки DRILLRUSH и пластины TOPDRILL. Конструкция инструмента состоит из корпуса сверла повышенной твердости с PVD-покрытием из сплава TT9080 и установленных режущих твердосплавных пластин двух типов: центральной пластины (коронки), обеспечивающей точную зацентровку сверла с целью достижения высокой соосности и прямолинейности при обра-

ботке отверстий, и пары прецизионных квадратных пластин типа SPGX с 4-мя режущими кромками, которые имеют геометрию Wiper для достижения улучшенной шероховатости поверхности.

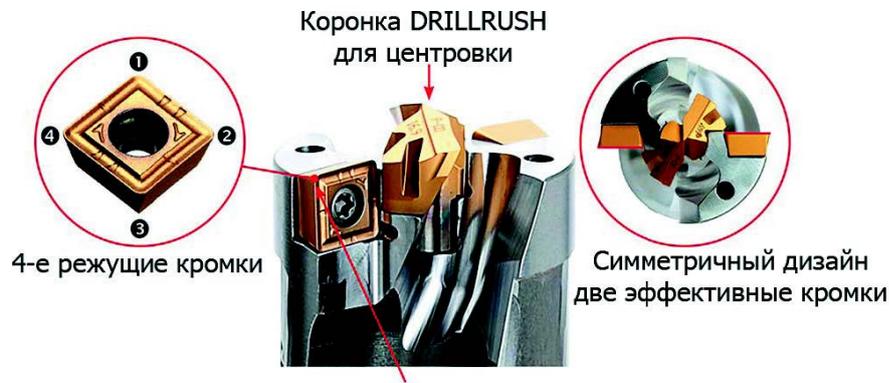


Рис. 6.99. Сверла серии TWINRUSH

Две наружные пластины представляют собой специально разработанные экономичные пластины. Эти пластины расположены симметрично от оси сверла, что позволяет использовать их вместе с коронкой и обеспечивать повышенную (двойную) производительность. Корпуса новых сверл, как обычно, оснащены спиральными каналами для подачи СОЖ. Новинка TWINRUSH от компании TaeguTec представлена сверлами диаметров от $\varnothing 26$ до $\varnothing 45$ мм с шагом 1 мм и длиной режущей части $5 \times D$. Такое интересное инструментальное решение позволяет эффективно производить сверление без пилотного отверстия, достигая высокого качества (класс точности IT 10–11) детали.

6.6.4. Высокопроизводительные сверла малых диаметров

Компания TaeguTec расширила диапазон применения инструментов DrillRush, представив сверлильные головки диаметром 6,0 – 6,9 мм, позволяющие осуществлять сверление отверстия глубиной $1,5 \times D$, $3 \times D$ и $5 \times D$

(рис. 6.100). На сегодняшний день эти инновационные сверла со сменными коронками превосходят возможности твердосплавных сверл при обработке отверстий небольших диаметров.



Рис. 6.100. Корончатые сверла диаметром $\text{Ø}6,0\text{--}6,9$ мм

Жесткая система крепления инструмента DrillRush малых диаметров для стабильной обработки отверстий обеспечивает высокую производительность при обработке малых диаметров. Кроме того, данное решение применимо для предварительной обработки отверстий под резьбу ISO M8.

Серия сверл для небольших отверстий DrillRush компании TaeguTec исключает необходимость извлечения корпуса сверла из шпинделя для замены коронки. Данное преимущество позволяет сократить рабочую нагрузку до одной операции, что, в свою очередь, сокращает время цикла и существенно повышает производительность.

Также как и другие инструменты DrillRush, шлифованная поверхность канавок на корпусе сверла обеспечивает плавный отвод стружки из зоны резания, предотвращая, таким образом, повреждение поверхности изделия.

6.6.5. Новое решение для сверления больших диаметров – сверла со сменными пластинами и коронкой

Компания TaeguTec, являясь лидером на рынке сверл с механическим креплением многогранных пластин, объединила возможности двух своих популярных серий сверл в одном решении. Серия TwinRush ликвидирует сложности, связанные с обработкой отверстий больших диаметров, гарантируя высокую производительность обработки новым дополнением к линейке сверлильного инструмента (рис. 6.101).



Рис. 6.101. Сверла большого диаметра для получения отверстий с улучшенным качеством

В первую очередь следует отметить особенность конструкции новой серии TwinRush – это присутствие центральной пластины (коронки) и пары прецизионных квадратных пластин на каждой стороне, что позволяет объединить два различных типа сверл на одном корпусе (рис. 6.102).



Рис. 6.102. Сменная режущая часть сверл: коронка (а); пластина (б)

Для защиты сверла TwinRush от преждевременного износа или повреждения и продления срока его службы предложено защитить корпус высокоэффективным сплавом ТТ9080 с многослойным PVD-покрытием, что позволяет экономить на стоимости инструмента и времени простоя оборудования (рис. 6.103).

Центральная пластина – это получившая широкое признание сменная коронка DrillRush – инструмент, который обеспечивает точную самоцентрирующуюся обработку для достижения высокой соосности при обработке отверстий. Обе наружные пластины представляют собой специально разработанные экономичные пластины типа SPGX с четырьмя режущими кромками и с геометрией Wiper для улучшенной шероховатости поверхности. Благодаря

симметричному расположению пластин SPGX обеспечивается повышенная производительность по сравнению со стандартными внутренними и наружными пластинами.



Рис. 6.103. Особенности конструкции сверл TWINRUSH

К преимуществам сверла TwinRush также можно отнести внутреннюю систему подачи СОЖ, упрочненный корпус для повышения жесткости, гладкую поверхность и высокую износостойкость благодаря дополнительной обработке корпуса сверла. Сверла TwinRush от компании TaeguTec представлены сверлами диаметром от 26 до 45 мм и длиной $5 \times D$, которые доступны в стандартных исполнениях.

Таким образом, повышенная жесткость корпуса TwinRush с эффективным контролем отвода стружки, прецизионная пластина с 4-я режущими кромками с геометрией Wiper, прогрессивная конструкция и возможность сверления без пилотного отверстия позволяют сверлить глубокие отверстия и (или) отверстия больших диаметров с высоким качеством, минимальными расходами и повышенной производительностью обработки.

6.6.6. Сверление больших диаметров корончатыми сверлами SpadeRush

Операция сверления – один из важных и сложных, но, в то же время, интересных процессов в металлообработке, который требует постоянного совершенствования для достижения лучших результатов. Этот процесс представляет собой вид механической обработки материалов, при котором с помощью специального вращающегося режущего инструмента (сверла) полу-

чают отверстия различного диаметра и глубины. При этом обработка отверстий большого диаметра (от $\text{Ø}25$ и выше) часто является узким местом с точки зрения технологической выполнимости для многих предприятий, стремящихся к экономической эффективности и конкурентоспособности.

Самую популярную на украинских машиностроительных предприятиях по итогам 2014 года серию сверл DRILLRUSH инженеры компании TaeguTec расширили диапазоном выполняемых отверстий, выпустив на рынок новое решение – сверла серии SPADERUSH (рис. 6.104).



Рис. 6.104. Сверла SPADERUSH большого диаметра для максимальной производительности обработки

Новая серия представляет собой сверла с механическим креплением коронок, которые предназначены для высокопроизводительного сверления отверстий большого диаметра (от $\text{Ø}25$ и выше) во всех видах материалов. Корпус такого сверла (рис. 6.105) имеет целый ряд новых решений. Во-первых, подача СОЖ через корпус сверла реализована в виде спиральных каналов, разнесенных от оси инструмента. За счет такого решения, карманы для отвода стружки имеют увеличенный размер, облегчая отвод стружки из зоны резания и существенно снижая температуру процесса. Это приводит к повышению стойкости инструмента, снижению вибрации и возможности увеличения режимов с целью достижения лучшей производительности обработки. Во-вторых, специальное износостойкое покрытие сверла увеличивает срок службы корпуса до 50 %. Дополнительным преимуществом нового инструмента, как и в серии сверл DRILLRUSH, является возможность установки на один корпус нескольких головок с различными режущими диаметрами, что позволяет значительно экономить на закупках.



Рис. 6.105. Сверло серии SPADERUSH

Хвостовик сверл изготавливается в исполнении Weldon. Режущая часть сверла серии SPADERUSH представляет собой быстросменную твердосплавную головку (рис. 6.106,а). Такие головки имеют оптимизированную режущую кромку и изготовлены из нового сплава ТТ9080, который является более износостойким по сравнению с ранее рекомендуемым универсальным сплавом ТТ9030. Кроме того, ассиметричный дизайн (рис. 6.106,б) посадочного места коронки SPADERUSH исключает возможность неправильной установки, обеспечивает более жесткий допуск, повышенную точность инструмента, а также повторяемость и отличную шероховатость поверхности получаемых отверстий (от $\varnothing 25$ и выше).



Рис. 6.106. Быстросменная твердосплавная головка (а) и ассиметричный дизайн посадочного места коронки SPADERUSH (б)

Уникальная технология крепления SPADERUSH позволяет операторам станков быстро заменять коронки, не выкручивая полностью зажимной винт из корпуса сверла – это важная особенность, которая сокращает время установки и время простоя оборудования, повышая эффективность производства

в целом. Диапазон сверления отверстий сверлами серии SPADERUSH начинается с диаметра Ø26 мм и заканчивается диаметром Ø41 мм с шагом 0,5 мм. Номенклатура вылетов режущей части сверла составляет $3 \times D$ и $5 \times D$. Во время разработки новых инструментов проводились их сравнительные испытания в техническом центре TaeguTec, и во всех случаях серия SPADERUSH превзошла аналогичные разработки других производителей по стойкости (до 30 %) при равных условиях обработки.

6.6.7. Развертки ТВ-REAM от компании TaeguTec: новый уровень качества

Как получить отверстие, причем с высокой скоростью, производительностью и экономичностью? Любой технолог-машиностроитель посоветует воспользоваться разверткой. Однако современные требования к качеству и производительности выполнения отверстий делают невозможным применение разверток в том виде, к которому все привыкли. Для решения этой задачи нужен инструмент нового поколения.

Несколько интересных конструктивно-технологических решений для разверток, соответствующих наивысшим требованиям сегодняшнего дня предлагает компания TaeguTec. Она выпускает инструмент, который может использоваться для обработки всех видов материалов. Компания изготавливает развертки с пластинами из твердых сплавов с покрытием PVD, CVD и PCDN (для обработки алюминия). Для труднообрабатываемых материалов применяются пластины из PCD и CBN. Все это позволяет достигать очень высокого качества поверхности даже при больших подачах.

Стандартные развертки ТВ-REAM (рис. 6.107) с одним сменным лезвием позволяют обрабатывать отверстия в диапазоне диаметров от 8 до 32 мм. Этим инструментом можно осуществлять обработку с высокой скоростью и внутренним подводом СОЖ. Инструмент имеет несколько разновидностей режущих кромок с различными углами резания. Так, развертки ТВ-REAM имеют напайную направляющую подкладку из кермета и легко регулирующую систему лезвий для достижения необходимого диаметра и допуска. Сочетание твердосплавного лезвия с двойным режущим углом и направляющей подкладки обеспечивает получение готовых поверхностей, а также с высокой точностью (до качества Н6), а также позволяет обрабатывать очень широкий диапазон различных материалов. Достижимая точность обработки не требует

осуществления дополнительных операций (хонингования, шлифования, полирования), что приводит к повышению производительности и снижению затрат на изготовление продукции. Наличие внутреннего подвода СОЖ (рис. 6.108) позволяет применять этот инструмент при высокоскоростном развертывании в условиях массового производства. Расположенные сзади направляющих подкладок отверстия обеспечивают дополнительную подачу смазочной жидкости для уменьшения сил трения.



Рис. 6.107. Развертки ТВ-TEAM с лезвием для высокого качества получаемого отверстия

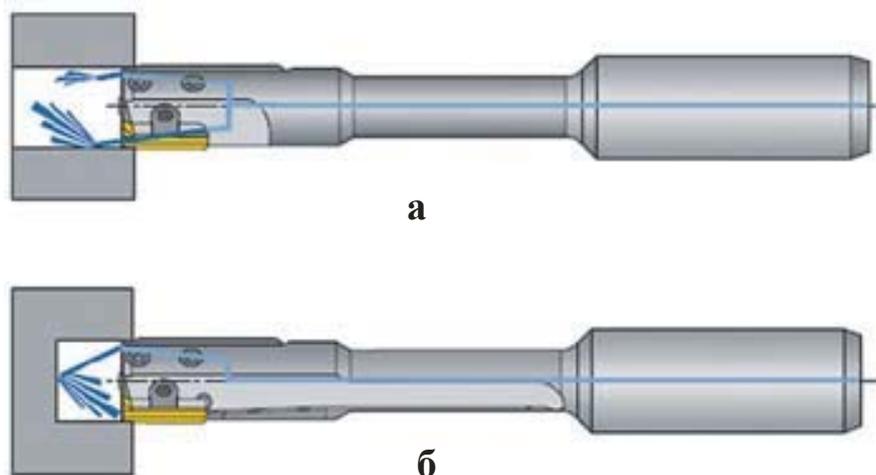


Рис. 6.108. Работа системы внутреннего подвода СОЖ в развертках ТВ-TEAM при получении сквозных (а) и глухих (б) отверстий

Развертки TB-TEAM также имеют оригинальную систему отвода стружки, предотвращающую царапание ею стенок отверстия. Особенно это актуально при развертывании глухих отверстий (рис. 6.109).

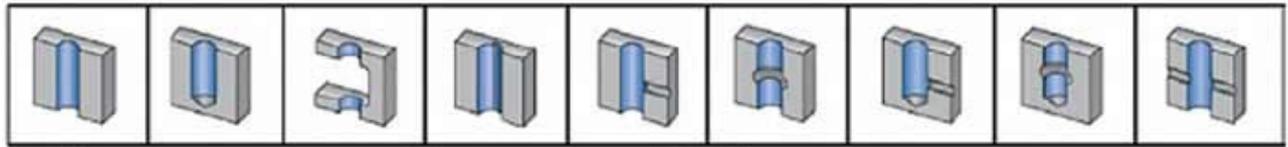


Рис. 6.109. Типы отверстий, которые можно обрабатывать развертками TB-REAM

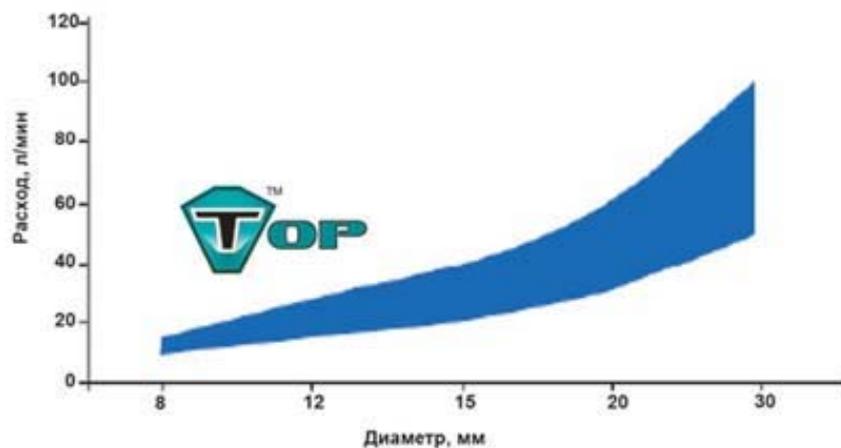
Безусловно, для достижения качественных показателей процесса развертывания необходимо применение эффективных инструментальных систем. Поэтому компания TaeguTec предлагает несколько различных "плавающих" систем и адаптеров, использующих эффект гироскопа и позволяющих развертке "самостоятельно" определить для себя правильное расположение в заготовке, чтобы минимизировать радиальное и угловое биение. Затраты на такую оснастку очень быстро окупаются за счет увеличения стойкости самого инструмента (рис. 6.110).



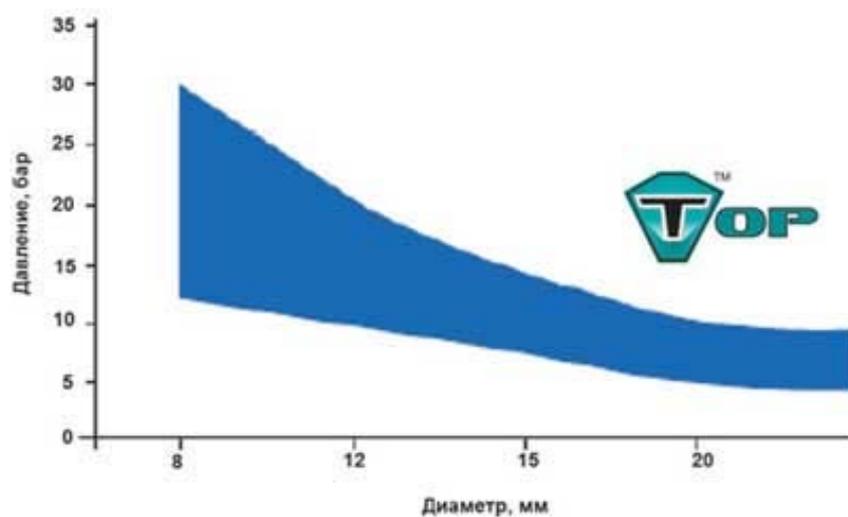
Рис. 6.110. Инструментальные "плавающие" системы и адаптеры для разверток

Для достижения качественных результатов при развертывании инструментом TB-REAM следует выполнять ряд рекомендаций.

- Значительную роль играет правильная подготовка отверстия (подбор необходимого диаметра сверления, определение допусков).
- Для увеличения стойкости инструмента и точной центровки необходимо осуществить закругление кромки (сделать фаску).
- Рекомендуется операции предварительного сверления и развертывания производить при одном и том же положении зажатой заготовки. Для получения отверстия повышенного качества перед развертыванием желательно выполнить операцию зенкерования.
- Для снижения износа лезвия развертки и улучшения качества получаемой поверхности целесообразно применять станок и оснастку с возможностью подачи СОЖ через шпиндель. Чем выше давление жидкости, тем лучше обеспечивается отвод стружки (рис. 6.111). Кроме того, рекомендуется увеличить концентрацию хладагента до 10 – 12 %.



а



б

Рис. 6.111. Рекомендуемый расход СОЖ (а) и рекомендуемое давление подачи СОЖ (б)

Таким образом, предлагаемые южнокорейской компанией TaeguTec развертки нового поколения серии ТВ-REAM благодаря наличию стойких твердосплавных лезвий с удачно подобранными углами резания, напайной прокладки из кермета, удобной системы регулирования положения лезвий и внутреннего подвода СОЖ способны обрабатывать отверстия с качеством до Н6 и использоваться в высокоскоростной обработке. Сочетание этих качеств делает развертки ТВ-REAM исключительно эффективным инструментом.

6.6.8. Программа-советник TaeguTec Tool Advisor

Компания TaeguTec разработала новую программу-советник TaeguTec Tool Advisor (ТТА) в помощь технологу машиностроительного предприятия.

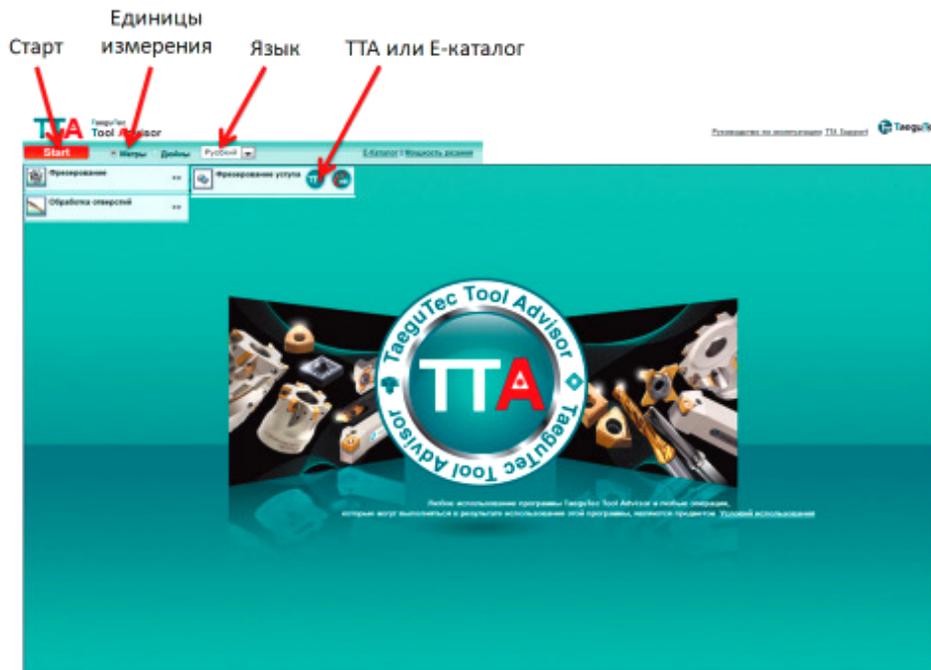


Программа ТТА предназначена для улучшения и ускорения процесса подбора режущего инструмента, в зависимости от исходных данных, таких как обрабатываемый материал, тип операции, тип заготовки, энергосиловые параметры станка. Она является незаменимым инструментом для инженеров–технологов при выборе оптимального инструментального решения поставленной задачи.

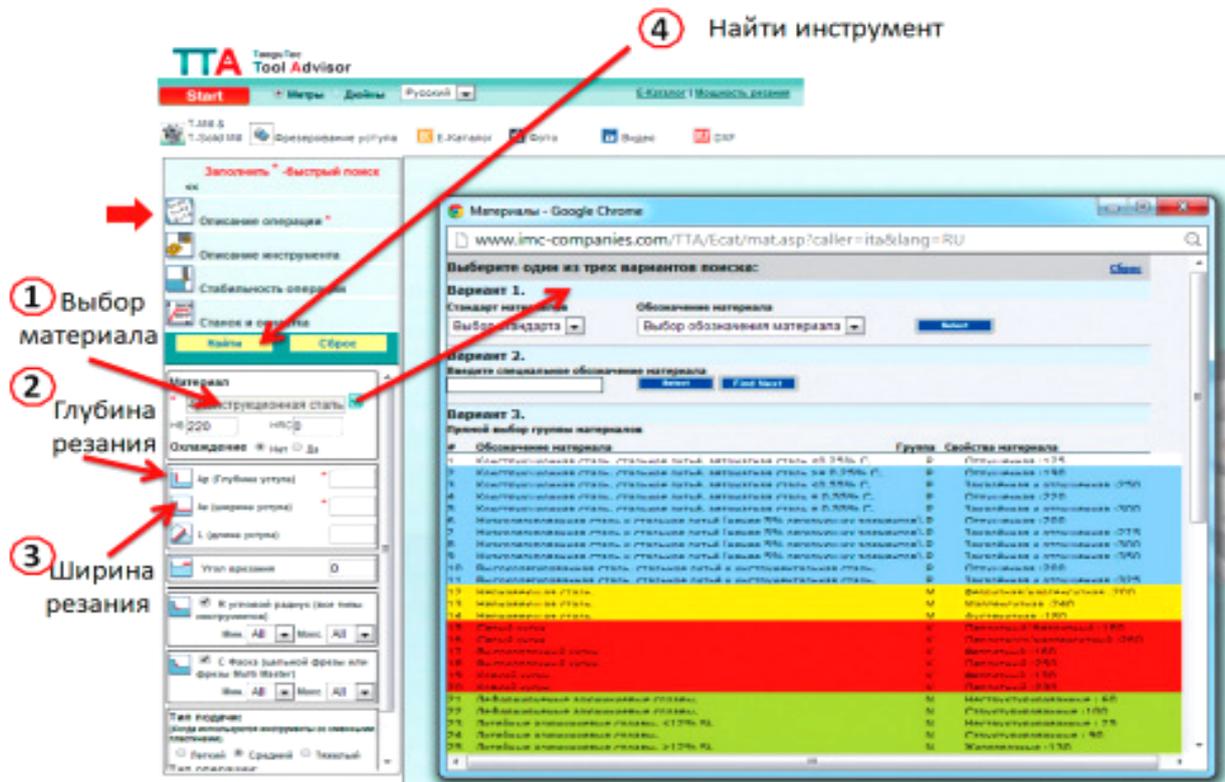
На сегодняшний день доступен подбор инструмента для операций фрезерования уступов и сверления отверстий. В ближайшем будущем появится возможность выбора инструмента на операциях фрезерования плоскостей и уступов, точения, а также отрезки T-Clamp.

Поиск инструментального решения – два шага для получения быстрых результатов

Шаг 1



Шаг 2 — Описание операции



Расширенный поиск инструментального решения – с получением уточненного результата (производится после быстрого поиска).

Шаг 3 — Описание инструмента

The screenshot shows the TTA Tool Advisor interface. At the top, there is a header with the logo 'TTA Tool Advisor' and a 'Start' button. Below the header, there are navigation options for units ('Метры', 'Дюймы') and language ('Русский'). A search bar is present with the text 'Заполнить * -быстрый поиск'. Below the search bar, there are several menu items: 'Описание операции', 'Описание инструмента', 'Стабильность операции', and 'Станок и оснастка'. A red arrow points to 'Описание инструмента' with the annotation '1 Выбор описание инструмента'. Below the menu items, there are two buttons: 'Найти' and 'Сброс'. A red arrow points to 'Найти' with the annotation '4 Найти инструмент'. Below the buttons, there is a section for 'Важно для параметров инструмента!' with two checkboxes: 'Цельные инструменты' and 'Со сменными пластинами'. Below this, there is a list of filter parameters, each with a dropdown menu set to 'All': 'Бренд', 'Диаметр' (with 'Мин.' and 'Макс.' sub-selects), 'Описание инструмента', 'Описание пластины', 'Классификация режущей кромки', 'Марка сплава пластины', and 'Номер пластины в каталоге'. A red box highlights this entire filter section, with a red arrow pointing to it from the annotation '3 Выбор параметров инструмента'.

1 Выбор описание инструмента

2 Выбор типа инструмента

3 Выбор параметров инструмента

4 Найти инструмент

Шаг 4 — Система СПИД

1 Выбор стабильности операции

3 Найти инструмент

2 Выбор параметров Системы СПИД

Шаг 5 — Станок и шпиндель

The screenshot shows the TaeguTec Tool Advisor software interface. The main menu includes 'Start', 'Метры', 'Дюймы', and 'Русский'. Below the menu are icons for 'T-Mill & T-Solid Mill', 'Фрезерование уступа', and 'E-Каталог'. The central panel is titled 'Заполнить * -быстрый поиск' and contains a list of search criteria: 'Описание операции *', 'Описание инструмента', 'Стабильность операции', and 'Станок и оснастка'. The 'Станок и оснастка' option is selected, and a red arrow points to it with the annotation '1 Выбор станка и оснастки'. Below the list are 'Найти' and 'Сброс' buttons. A red arrow points to the 'Найти' button with the annotation '4 Найти инструмент'. Below the buttons is a form for 'Тип оснастки / конус шпинделя' with 'Тип' set to 'BT' and 'Размер' set to '40'. A red arrow points to this form with the annotation '2 Выбор типа и габарита конуса'. Below the form is a section for 'Мощность станка' with input fields for P1 (0.5), P2 (7.5), P3 (7.5), N1 (100), N2 (1000), and N3 (1200). A red arrow points to this section with the annotation '3 Выбор максимальных оборотов и мощности шпинделя'. At the bottom is a graph of 'P power(K.W)' vs 'N(rpm)' with a red line connecting points 1, 2, and 3.

1 Выбор станка и оснастки

2 Выбор типа и габарита конуса

3 Выбор максимальных оборотов и мощности шпинделя

4 Найти инструмент

Шаг 6 — Результат

V Инструмент			
Бренд			
Обозначение	TFM90AN 663-22R-16	3P TF90-663-22R-19	6N TE90-340-W32-09
Номер в каталоге	3105722	3108739	3110719
Диаметр (мм)	63	63	40
Тип хвостовика	A	A	W
Ø хвостовика/оправки	22	22	32
Зубья/Канавки	6	6	3
Ap (мм)	15	15	9.2
H максимальная глубина			40
L длина инструмента	40	40	120
V Пластина			
Обозначение	ANHX 160708R-M	3PKT 190608R-M	6NGU 090508R-M
Номер в каталоге	5615289	5613491	5614918
Ap макс. (мм)	14	12	7.36
Ø цельной фрезы/ММ	0	0	0
Угловой радиус (мм)	0.8	0.8	0.8
Фаска (мм)			
Кол-во реж. кромок	4	3	6
Марка сплава	TT8000	TT8000	TT9000
Режущая кромка	M8	M8	M8
V Расч. реж. резания			
Ap за 1 проход (мм)	5	5	5
Ap - кол-во проходов	1	1	1
Ae за 1 проход (мм)	25	25	25
Ae - кол-во проходов	1	1	1
Vc (м / мин)	128	121	152
n (об/мин)	646	613	1207
fz (мм/зуб)	0.19	0.19	0.15
Vf (мм / мин)	736	699	543
P (кВт)	4.75	4.49	3.65
Крутящий момент (Нм)	79.25	69.90	28.09
Основное время (мин)	0.54	0.57	0.74
Q-MRR (см ³ /мин)	92.06	87.35	67.89

В результате работы программы устанавливается несколько вариантов подбора инструмента с маркировкой корпусов и режущих пластин, а также рекомендуемые режимы резания, потребляемая мощность, крутящий момент и скорость снимаемого объема металла в зависимости от условий обработки.

ТТА является бесплатным онлайн приложением и доступно на официальном сайте www.taegutec.com или www.imc-companies.com / ТТА.

Выводы

1. Обобщен практический опыт эффективного применения на предприятиях Украины современных металлорежущих станков с ЧПУ производства фирмы DOOSAN Machine Tools (Южная Корея) и режущих сборных твердосплавных и керамических инструментов с различными износостойкими покрытиями, а также инструменты из поликристаллического алмаза производства фирмы TaeguTec (Южная Корея). Показано, что применение обрабатывающего центра VC630/5AX является новым витком в развитии технологии металлообработки, так как обеспечивает абсолютно новый уровень точности обработки. Высококачественная обработка достигается благодаря высокой, заданной в нанометрах, точности выполнения операции и современной технологии производства сервоприводов. Используется наноинтерполяция для всех типов обработки в качестве стандартной функции. Также предложена новая серия оборудования LYNX 2100, обеспечивающая превосходные технические характеристики, высокую надежность и простоту технического обслуживания. Благодаря превосходной производительности обработки, надежности и удобству эксплуатации серия оборудования LYNX 2100 удовлетворяет самые различные требования заказчиков.

2. Рассмотрены новые инструментальные материалы для обработки труднообрабатываемых материалов, в особенности композиционных материалов. Показано, что новые инструментальные решения обеспечивают уникальные условия резания труднообрабатываемых материалов, поскольку объединяют в себе специальный сплав, необходимую геометрию и высокотехнологичное алмазное покрытие для обработки композиционных материалов. Пластины из поликристаллического алмаза (PCD) предназначены для обработки на более высоких скоростях резания и подачах по сравнению с другими традиционными материалами режущего инструмента, предотвращая расслоение поверхности композиционных материалов. Для расширения диапазона операций обработки углепластика предложены новые твердосплавные концевые фрезы с алмазным покрытием, которые идеально подходят для обдирочных работ: исключают расслаивание, снижают усилия резания и вибрацию, обеспечивая высокую производительность инструмента для черновой обработки. Для обеспечения более высокой стойкости инструмента при высокопроизводительной обработке волокнистых углепластиков разработаны новые сплавы с ультратонкой алмазной крошкой и с нанесенным нано-алмазным

покрытием. Они характеризуются высокими показателями износостойкости, прочности и качества кромки, обладает исключительной абразивной стойкостью и высокой термической стабильностью.

3. Предложены новые керамические сплавы TC3020 и TC3030 для обработки жаропрочных материалов. Показано, что благодаря сочетанию нитрида кремния и оксида алюминия, керамический сплав на основе SiAlON характеризуется высокой химической стабильностью, снижает выкрашивание при выполнении ответственных операций, и может производить обработку со скоростью резания, в 4 – 6 раз превышая скорость резания обычными твердосплавными пластинами.

4. Рассмотрены условия повышения эффективности процесса точения. Показано, что обновление компанией TaeguTec своей номенклатуры в каждой группе металлорежущих инструментов оказывает заметное влияние на мировой рынок в этой отрасли в целом. На сегодняшний день компания располагает полным набором решений для автомобилестроительных заводов, предприятий тяжелого машиностроения, компаний, выпускающих технику для железных дорог, а также пресс-формы и штампы и т.д. Основой нового имиджа TaeguTec стали инструменты серии GOLD RUSH для точения, расточки и нарезания канавок, которые занимают более 60 % нынешней линейки продукции фирмы. Раскрыты особенности высокоскоростного точения сталей, чугунов и других труднообрабатываемых материалов инструментами из керамики и оснащенными вставками CBN. Показано, что керамические сплавы имеют достаточно высокую твердость и хорошее сопротивление к окислению в сравнении с другими инструментальными материалами. Кроме того, инструмент из керамики обладает улучшенной стойкостью к образованию трещин и ударопрочность при температуре свыше 1000° , несмотря на то, что при комнатной температуре это абсолютно хрупкие материалы.

5. Рассмотрены новые технологические решения в высокоскоростной обработке сталей, достигаемые за счет применения пластин с различной стружколомающей геометрией. Обоснованы условия экономичного торцового фрезерования, фрезерования на сверхвысоких подачах, эффективного фрезерования алюминия. Приведены примеры применения прогрессивных инструментальных материалов в авиакосмической, нефтегазовой, энергетической и других наукоемких отраслях. Показаны преимущества фрез с новыми мини-пластинами Mill2Rush: высокая плотность расположения режущих пластин на корпусах фрез в сравнении с аналогичными пластинами большего

размера; значительное увеличение производительности (подачи стола) при небольшой глубине резания за один проход; плавная обработка и снижение сил резания благодаря позитивной винтовой режущей кромке; жесткая система крепления режущих пластин. Показано также, что кукурузные фрезы и пластины с кромкой "Splitter" являются идеальной комбинацией для черновой обработки.

6. Обоснованы условия повышения эффективности механической обработки отверстий. Показано, что наиболее целесообразным методом получения отверстий диаметром от 12,5 до 80 мм и глубиной до 4 – 5 диаметров является обработка сборными сверлами со сменными неперетачиваемыми пластинами серии T-Drill. Применение различных твердых сплавов и видов стружколомающей геометрии позволяет обрабатывать практически весь спектр материалов. Раскрыты особенности обработки коронками DrillRush с двойной ленточкой и диапазоном диаметров 8 – 19,5 мм, высокопроизводительными сверлами малых диаметров, а также сверления больших диаметров корончатыми сверлами SpadeRush и сверлами со сменными пластинами и коронкой.

7. Предложены конструкции разверток нового поколения серии ТВ-REAM, определяющие высокий уровень качества обработки. Показано, что эти развертки благодаря наличию стойких твердосплавных лезвий с удачно подобранными углами резания, напайной прокладки из кермета, наличию удобной системы регулирования положения лезвий и внутреннего подвода СОЖ способны обрабатывать отверстия с качеством до H6 и могут быть использованы при высокоскоростной обработке. Сочетание этих качеств позволяет рассматривать развертки ТВ-REAM исключительно эффективным инструментом.

8. Предложена программа-советник TaeguTec Tool Advisor для улучшения и ускорения процесса подбора режущего инструмента, в зависимости от исходных данных, таких как обрабатываемый материал, тип операции, тип заготовки, энергосиловые параметры станка. Эта программа-советник является незаменимым инструментом для инженеров–технологов при выборе оптимального инструментального решения поставленной задачи.

Общие выводы

В работе теоретически и экспериментально обоснованы основные направления повышения качества и производительности механической обработки деталей машин, предложены эффективные технологические процессы, современные металлорежущие станки с ЧПУ и инструменты для их реализации. Установлено, что обеспечить максимально возможную производительность обработки и повысить качество и точность обрабатываемых поверхностей можно, прежде всего, за счет снижения силовой напряженности процесса резания путем уменьшения энергоемкости обработки, которая обратно пропорциональна отношению толщины среза и радиуса округления режущей кромки инструмента. На финишных операциях абразивной обработки с целью уменьшения силы резания и достижения наилучших показателей качества и точности обрабатываемых поверхностей, наоборот, необходимо отношение толщины среза к радиусу округления режущей кромки инструмента уменьшать до минимально возможного значения, при котором осуществим процесс резания, т.е. при котором процесс резания переходит в процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала без образования стружки. Исходя из этого, теоретически определены параметры снижения силовой напряженности процесса резания, включая составляющие силы резания, энергоемкость обработки, условный угол сдвига обрабатываемого материала, и установлена их связь с производительностью обработки. Показано, что наибольшую производительность при одновременном обеспечении высокого качества обработки можно достичь при резании лезвийными инструментами. Это предопределяет возможности эффективного перехода на финишных операциях от процессов шлифования и других процессов абразивной обработки к лезвийной обработке.

Произведено сравнение энергоемкости процессов механической и физико-технической обработки. Показано, что процессы резания материалов более энергоемкие по сравнению с процессами, основанными на пластическом деформировании металлов, и менее энергоемкие по сравнению с процессами, основанными на использовании тепловых методов. Произведена оценка энергетического баланса процесса резания лезвийным инструментом и на ее основе определены условия уменьшения энергоемкости обработки, состоящие главным образом в уменьшении интенсивности трения режущего инструмента с обрабатываемым материалом, так как основная часть энергии резания за-

трачивается на преодоление сил трения сходящей стружки по передней поверхности инструмента.

Учитывая определяющее влияние на параметры точности и производительность обработки упругих перемещений, возникающих в технологической системе, получены их аналитические зависимости и обоснованы условия уменьшения. Доказана эффективность применения шлифования по жесткой и упругой схемам с начальным натягом в технологической системе, что позволило исключить переходной процесс шлифования и повысить производительность и точность обработки. Теоретически определены условия обработки, состоящие в повышении режущей способности абразивного инструмента, при которых возможно исправление погрешности формы заготовки.

Разработана математическая модель формообразования поверхностей при абразивной обработке, позволившая с единых позиций оценить технологические возможности основных процессов абразивной обработки (включая шлифование, доводку и т.д.) по улучшению шероховатости обработанных поверхностей. Определены основные пути уменьшения максимальной высоты микронеровностей обработанных поверхностей с учетом ограничений по производительности обработки, которые состоят в обеспечении условий резания "острыми" зернами с минимальными силами резания, действующими на них (применяя обработку свободным абразивом), и в обеспечении условий резания "притупленными" зернами с увеличенными силами резания, действующими на них, и увеличенной скоростью резания (применяя обработку связанным абразивом).

Теоретически установлено, что для увеличения производительности обработки необходимо использовать схему шлифования с асимметричным расположением детали по отношению к кругу. Доказано, что с увеличением скорости детали производительность обработки изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума, в которой скорость детали равна скорости круга. Следовательно, для осуществления высокопроизводительного шлифования необходимо значения скорости детали принимать меньше или больше скорости круга, реализуя кинематические схемы многопроходного, глубинного и высокоскоростного шлифования.

Обобщен практический опыт, накопленный в ООО "ВариТек" и Техническом Центре "ВариУс" (г. Днепр), по широкому применению на предприятиях Украины современных высокооборотных металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и прогрессивных сборных твердосплав-

ных и керамических инструментов с износостойкими покрытиями производства всемирно известных южнокорейских компаний DOOSAN Machine Tools и TaeguTec, занимающихся изготовлением металлорежущих станков и инструментов. Установлено, что применение указанных металлорежущих станков и инструментов позволяет многократно увеличить производительность и снизить себестоимость обработки при одновременном обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей деталей машин вследствие снижения силовой и тепловой напряженности процесса резания. Например, показано, что обрабатывающий центр VC630/5AX от южнокорейской компании DOOSAN Machine Tools является новым витком в развитии технологии металлообработки, а новая серия оборудования LYNX 2100 характеризуется высокой надежностью. Предложены новые инструментальные материалы для обработки труднообрабатываемых материалов, включая композиционные и жаропрочные материалы, а также новые технологические решения компании TaeguTec в токарной обработке, включая инструменты серии GOLD RUSH. Показана эффективность высокоскоростного точения инструментами из керамики и CBN, применения высокопрецизионных инструментов для обработки деталей малых габаритов и обработки с охлаждением под высоким давлением. Представлены новые решения обработки резанием чугунов и сталей. Приведены примеры эффективной обработки фрезерованием пресс-форм и штампов, чернового фрезерования, фрезерования на сверхвысоких подачах, торцевыми фрезами. Обобщен опыт фрезерования труднообрабатываемых материалов, применяемых в авиакосмической, нефтегазовой и энергетической отраслях. Предложены новые пластины XEVT серии ChaseAlu для обработки алюминия, новые мини-пластины Mill2Rush для максимально эффективного фрезерования. Показано, что кукурузные фрезы и пластины с кромкой "Splitter" являются идеальной комбинацией для черновой обработки, а серия фрез CHASEMILLPOWER со сменными пластинами – альтернатива дорогостоящему монолитному инструменту. Обоснованы условия повышения эффективности механической обработки отверстий. Установлено, что монолитные твердосплавные направляющие пластины серии T-Deer – это прямой путь к экономии, а новыми решениями для сверления больших диаметров являются сверла со сменными пластинами и коронкой. Значительное внимание уделено применению высокопроизводительных сверл малых диаметров, сверлению больших диаметров корончатыми сверлами SpadeRush, применению разверток TB-REAM, обеспечивающих новый уровень качества.

Список литературы

1. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Алмазная обработка: учебн. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – К.: ІСДО, 1996. – 168 с.
3. Андилахай А. А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А. А. Андилахай. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – 190 с.
4. Беззубенко Н. К. Алмазно-искровое шлифование труднообрабатываемых наплавочных материалов / Н. К. Беззубенко, Г. В. Новиков // Оптимизация процессов алмазно-абразивной обработки: тезисы докл. конф. – Волгоград, 1986. – С. 23–24.
5. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с.
6. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
7. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
8. Високопродуктивне шліфування: навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с.
9. Выгодский М. Я. Справочник по высшей математике / М. Я. Выгодский. – М.: Гос. издат. физ.-мат. литературы, 1959. – 783 с.
10. Гасанов М. И. Повышение эффективности процесса круглого внутреннего алмазного шлифования твердосплавных вставок / М. И. Гасанов, Ф. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии: труды 13-й Междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 168–172.
11. Гасанов М. І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин: автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / Харк. держ. техн. ун-т / М. І. Гасанов. – Харків, 1999. – 17 с.
12. Глубинное шлифование кругами из сверхтвердых материалов / И. П. Захаренко, Ю. Я. Савченко, В. И. Лавриненко. – М.: Машиностроение, 1988. – 56 с.

13. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.

14. Грановский Г. И. Резание металлов: учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.

15. Даниелян А. М. Тепловой баланс при резании металлов / А. М. Даниелян // В кн.: Передовая технология машиностроения. – М.: Изд-во АН СССР, 1955. – С. 407–426.

16. Дитиненко С. А. Повышение эффективности технологии прецизионной обработки твердосплавных цилиндрических поверхностей / С. А. Дитиненко, Ф. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии: труды 9-й Междунар. научн.-техн. конф., 3–4 июня 2004, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2004. – С. 7–11.

17. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.

18. Жовтобрюх В. А. ESPRIT – лучший программный инструмент для производства. Опыт работы в Украине и в России / В. А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: труды 20-й междунар. научн.-практ. конф., 23–24 декабря 2014, Харьков. – Д.: ЛИРА, 2015. – С. 125–130.

19. Жовтобрюх В. А. Направления эффективного применения современных металлорежущих инструментов / В. А. Жовтобрюх // Фізичні та комп'ютерні технології: матеріали XXII Міжнар. наук.-практ. конф., 7–9 грудня 2016, Харків. – Д.: ЛІРА, 2016. – С. 22–28.

20. Жовтобрюх В. А. Новые решения TaeguTec для обработки композиционных материалов / В. А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы междунар. научн.-техн. конф., 21–23 сентября 2016, Одесса. – Одесса: ОНПУ, 2016. – С. 58–60.

21. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости: автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. А. Жовтобрюх. – Мариуполь: ПГТУ, 2012. – 21 с.

22. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидроаппаратуры / В. А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: труды 17-й Междунар. научн.-техн. конф., 20–21 сентября 2011, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 68–73.

23. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Д.: ЛІРА, 2015. – С. 92–105.

24. Жовтобрюх В. А. Разработка эффективных технологических процессов механической обработки сложнопрофильных деталей и их метрологическое обеспечение / В. А. Жовтобрюх // Качество, стандартизация, контроль: теория и практика: материалы 11-й междунар. науч.-практ. конф., Ялта. – Киев: АТМ України, 2011. – С. 53–56.

25. Жовтобрюх В. А. Серия PUMA SMX – многофункциональные токарно-фрезерные обрабатывающие центры DOOSAN нового поколения / В. А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энерго-сбережении: материалы междунар. научн.-техн. конф., 21–23 сентября 2016, г. Одесса. – Одесса: ОНПУ, 2016. – С. 53–57.

26. Жовтобрюх В. А. Эффективное применение режущих инструментов в условиях высокоскоростной обработки / В. А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: труды 21-й междунар. научн.-практ. конф., 24–25 декабря 2015, Харьков. – Д.: ЛІРА, 2016. – С. 22–25.

27. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – К.: Техника, 1980. – 212 с.

28. Зворыкин К. А. Работа и усилие, необходимые для отделения металлических стружек / К. А. Зворыкин. – Москва, 1893.

29. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.

30. Зорев Н. Н. Расчет проекции силы резания / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1958. – 54 с.

31. Зубарь В. П. Исследования особенностей процесса алмазного точения: дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / В. П. Зубарь. – Харьков, 1967. – 223 с.

32. Иванов И. Е. Повышение производительности обработки при круглом шлифовании крупногабаритных деталей / И. Е. Иванов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – 2011. – Вип. 115. – С. 86–90.

33. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.

34. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.

35. Кашук В. А. Справочник заточника / В. А. Кашук, Д. А. Мелехин. – М.: Машиностроение, 1982. – 228 с.

36. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров: дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. Н. Ковальчук. – Одесса: ОНПУ, 2008. – 204 с.

37. Коломиец В. В. Алмазные правящие ролики при врезном шлифовании деталей машин / В. В. Коломиец, Б. И. Полупан. – К.: Наукова думка, 1983. – 144 с.

38. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 185 с.

39. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Из-во Саратов. ун-та, 1987. – Часть 1. "Состояние рабочей поверхности инструмента". – 160 с.

40. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Из-во Саратов. ун-та, 1989. – Часть 2. "Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке". – 160 с.

41. Кремнев Г. П. Ресурсо- и энергосберегающие технологии в машиностроении: учеб. пособие / Г. П. Кремнев, Ф. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2016. – 297 с.

42. Кремнев Г. П. Системы технологий: учеб. пособие / Г. П. Кремнев, Ф. В. Новиков, В. М. Колесник. – Д.: ЛИРА, 2015. – 140 с.

43. Лавріненко В. І. Надтверді абразивні матеріали в механообробці: енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков / Під заг. ред. академіка НАНУ Новікова М. В. – К.: ІНМ НАН України, 2013. – 456 с.

44. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования): автореф. дис. ... докт. техн. наук по спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. П. Ларшин. – Одесса, 1995. – 33 с.

45. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К.: Техника, 2001. – 300 с.

46. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
47. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Изд. 2-е, перераб. доп. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отделение, 1984. – 103 с.
48. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамосодержащих и безвольфрамовых твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами на металлической связке: дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Малыхин Виталий Викторович. – Харьков, 1985. – 262 с.
49. Марчук В. І. Підвищення ефективності та якості безцентрового переривчастого шліфування поверхонь обертання: монографія / В. І. Марчук, Ю. А. Лук'янчук. – Луцьк: РВВ Луцького НТУ, 2014. – 140 с.
50. Маталин А. А. Технология машиностроения: учебник для машиностроительных вузов по специальности "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты" / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 496 с.
51. Матюха П. Г. Теоретические и экспериментальные исследования кинематики процесса и рельефа круга при алмазно-искровом шлифовании: автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / П. Г. Матюха. – М., 1980. – 16 с.
52. Механічна обробка великогабаритних деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами: монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Анділахай, І. Є. Іванов, Д. Ф. Новіков. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 312 с.
53. Моделирование систем: монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов, Д. В. Дмитришин. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
54. Новиков Г. В. Аналитические зависимости механики резания материалов / Г. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: труды 9-й Междунар. научн.-техн. конф., 3–4 июня 2004, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2004. – С. 3–7.
55. Новиков Г. В. Аналитическая модель силовой напряженности процесса резания с переменной толщиной среза / Г. В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків, 2004. – Вип. 2(9) – С. 149–154.
56. Новиков Г. В. Задачи точности и производительности обработки в технологии машиностроения / Г. В. Новиков // Авиационно-космическая техника и технология: труды Государственного аэрокосмического университета

им. Н. Е. Жуковского "ХАИ". – Харьков: Гос. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского "ХАИ", 2000. – Выпуск 14. – С. 31–35.

57. Новиков Г. В. Математическая модель процесса шлифования с учетом упругих перемещений в технологической системе / Г. В. Новиков // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса, 2001. – Вып. 5. – С. 38–42.

58. Новиков Г. В. Математическая модель формирования упругих перемещений при механической обработке / Г. В. Новиков // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2005. – № 24. – С. 149–157.

59. Новиков Г. В. Обработка алмазными кругами на металлических связках неметаллических материалов / Г. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: труды 5-й Междунар. научн.-техн. конф., 28–29 мая 2002, Харьков. – Харьков: ХПКП "ФЭД", 2002. – С. 8–11.

60. Новиков Г. В. О механизме стружкообразования при резании материалов / Г. В. Новиков // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – "Підвищення надійності відновлюємих деталей машин". – Харків: ХДТУСГ, 2003. – Вип. 18. – С. 51–58.

61. Новиков Г. В. Оценка энергий, затрачиваемых на резание и трение в общем энергетическом балансе процессов алмазного и алмазно-искрового шлифования / Г. В. Новиков, В. В. Малыхин // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы III Междунар. научн.-техн. конф. В 2 частях. – Курск: КГТУ, 2005. – Ч. 2. – С. 138–143.

62. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / Новиков Григорий Васильевич. – Харьков, 1989. – 210 с.

63. Новиков Г. В. Разработка прогрессивных высокопроизводительных технологий алмазного шлифования / Г. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 222–230.

64. Новиков Г. В. Элементы теории энергоемкости процессов механической обработки / Г. В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків, 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.

65. Новиков Ф. В. Кинематика формообразования торцовой поверхности вращающегося кольца при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: труды 7-й Междунар. научн.-техн. конф., 27–28 мая 2003, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2003. – С. 29–33.

66. Новиков Ф. В. Опыт применения экологически безопасных технологий алмазно-абразивной обработки материалов / Ф. В. Новиков // Фізичні та комп'ютерні технології: матеріали ХХІІ Міжнар. наук.-практ. конф., 7–9 грудня 2016, Харків. – Д.: ЛІРА, 2016. – С. 300–304.

67. Новиков Ф. В. Перспективные направления повышения эффективности обработки при круглом шлифовании наплавленных контактных поверхностей конусов и чаш засыпных аппаратов / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь. – 2011. – Вып. 13. – С. 193–201.

68. Новиков Ф. В. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Автомобильный транспорт: сб. научн. трудов. – Харьков: ХНАДУ, 2011. – Вып. 29. – С. 212–215.

69. Новиков Ф. В. Расчет и анализ закономерностей изменения величины упругого перемещения при шлифовании с течением времени обработки / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. научн.-техн. сб. – 2008. – Вып. 75. – С. 299–305.

70. Новиков Ф. В. Современные экологически безопасные технологии производства: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛІРА, 2017. – 372 с.

71. Новиков Ф. В. Теоретический анализ энергоемкости обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Физические и компьютерные технологии: труды 17 междунар. научн.-техн. конф., 20–21 сентября 2011. – Х.: ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 14–18.

72. Новиков Ф. В. Технология и теория прецизионной обработки твердосплавных инструментов алмазными кругами на металлических связках / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко // Физические и компьютерные технологии: труды 8-й Междунар. научн.-техн. конф., 9–10 декабря 2003, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2003. – С. 34–39.

73. Новиков Ф. В. Условия формирования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Резание

и инструмент в технологических системах: Междунар. научн.-техн. сборник. – Харьков: ХГПУ, 2001. – Вып. 60. – С. 171–176.

74. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... докт. техн. наук по спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Ф. В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с.

75. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування: монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.

76. Новіков Ф. В. Математичне моделювання і оптимізація процесів металообробки: монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2014. – 384 с.

77. Новіков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями: монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 388 с.

78. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин: монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с.

79. Новіков Ф. В. Фінішна обробка деталей різанням: монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2016. – 270 с.

80. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во. Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

81. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общей редакцией С. А. Клименко. – К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.

82. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – К.: Техника, 1978. – 192 с.

83. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К.: Наукова думка, 1981. – 300 с.

84. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование / Ю. А. Пахалин. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 178 с.

85. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1985. – 264 с.

86. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

87. Прогресивні технології механічної обробки: монографія / Ф. В. Новіков, А. Г. Крюк, В. Г. Шкурупій та ін.; за заг. ред. докт. техн. наук, професора Новікова Ф. В. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2012. – 372 с.

88. Резников А. Н. Выбор режимов шлифования синтетическими сверхтвердыми материалами при заданной шероховатости поверхности изделия / А. Н. Резников, О. Б. Федосеев // Вестник машиностроения, 1976. – № 6. – С. 69–70.

89. Розенберг А. М. Элементы теории процесса резания металлов / А. М. Розенберг, А. Н. Еремин. – М.–Свердловск: Машгиз, 1956. – 318 с.

90. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – К.: Наукова думка, 1980. – 224 с.

91. Рыбицкий В. А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями. Методическое пособие / В. А. Рыбицкий // "Знание" Украинской ССР, 1987. – 23 с.

92. Рыжов Э. В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э. В. Рыжов. – К.: Наукова думка, 1984. – 272 с.

93. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К.: Наукова думка, 1994. – 180 с.

94. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – К.: Техника, 1974. – 179 с.

95. Сальтевский И. С. Приближенный метод кинематического расчета шероховатости поверхности / И. С. Сальтевский, Г. В. Новиков // Резание и инструмент. – Харьков: Вища школа, 1987. – Вып. 38. – С. 11–16.

96. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – К.: ИСМ АН Украины, 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.

97. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП "УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.

98. Синтетические алмазы в машиностроении / В. Н. Бакуль и др. – К.: Наукова думка, 1976. – 350 с.

99. Синтетические сверхтвердые материалы. В 3-х томах. – К.: Наукова думка, 1986. – Т. 3. "Применение синтетических сверхтвердых материалов". – 280 с.

100. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента / В. Н. Бакуль и др. – К.: Техника, 1971. – 208 с.

101. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2007. – 688 с.
102. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, Б. С. Серов, А. А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
103. Теплофизика механической обработки: учеб. пособие / А. В. Якимов, П. Т. Слободяник, А. В. Усов. – К. – Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.
104. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер // Редакция физико-математической литературы. Изд. "Наука". – 1975. – 576 с.
105. Ткаченко В. П. Повышение эффективности технологии прецизионной обработки уплотнительных колец из композиционного материала на основе релита: автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. П. Ткаченко. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2003. – 21 с.
106. Ткаченко В. П. Теоретический подход к проектированию маршрутно-операционной технологии алмазно-абразивной обработки / В. П. Ткаченко, Ф. В. Новиков // Технологические системы в машиностроении: труды Междунар. научн.-техн. конф., посв. памяти выдающихся ученых Коганова И. А. и Лашнева С. И. – Тула, 2002. – С. 372–374.
107. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків: НТУ "ХПИ", 2003. – 359 с.
108. Фадеев В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов с введением в зону резания дополнительной энергии постоянного тока: автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / В. А. Фадеев. – Харьков, 1995. – 21 с.
109. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с
110. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.
111. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2004. – Т. 7. "Точность обработки деталей машин". – 546 с.

112. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2005. – Т. 10. "Концепция развития технологии машиностроения". – 565 с.
113. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
114. Фукс М. Я. Состояние поверхностного слоя после алмазной и эльборово́й обработки / М. Я. Фукс, Н. К. Беззубенко, Б. М. Свердлова. – К.: Вища школа, 1979. – 160 с.
115. Шве́ц В. В. Некоторые вопросы теории технологии машиностроения / В. В. Шве́ц. – М.: Машиностроение, 1967. – 63 с.
116. Шкурупій В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков // Физические и компьютерные технологии: труды 12-й Международ. научн.-техн. конф., 7–8 июня 2006, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2006. – С. 9–19.
117. Шлифование труднообрабатываемых материалов кругами из алмазов и эльбора: монография / П. Г. Матюха, В. В. Полтавец, А. В. Бурдин, В. В. Габитов. – Черкассы: Вертикаль, издатель Кандыч С. Г., 2015. – 252 с.
118. Энергетический баланс работ при прерывистом шлифовании / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов // Физические и компьютерные технологии: труды 11-й Международ. научн.-техн. конф., 2–3 июня 2005, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2005. – С. 4–7.
119. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
120. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
121. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – К.: Вища школа, 1986. – 175 с.

Оглавление

Введение	3
Раздел 1. Физические условия снижения силовой напряженности механической обработки	5
1.1. Задачи выбора эффективных способов финишной обработки высокоточных деталей	5
1.2. Аналитическое определение и анализ параметров силовой напряженности процесса резания	14
1.3. Анализ энергоемкости процессов механической и физико-технической обработки	26
1.4. Анализ пределов и характера изменения отношения тангенциальной и радиальной составляющих силы резания	32
1.5. Энергетический баланс работ при прерывистом шлифовании ...	39
1.6. Оценка энергетического баланса процесса резания лезвийным инструментом	45
1.7. Определение условий повышения эффективности шлифования деталей с высокопрочными покрытиями	63
1.8. Расчет напряжений, возникающих в зоне резания	70
1.9. Определение напряжений в режущем клине инструмента	74
Выводы	82
Раздел 2. Закономерности формирования упругих перемещений в технологической системе и их взаимосвязь с параметрами точности и производительностью механической обработки	86
2.1. Расчет и анализ упругих перемещений в технологической системе при абразивной обработке	86
2.2. Упрощенный расчет и анализ упругих перемещений в технологической системе при механической обработке	90
2.3. Математическая модель формирования упругих перемещений в технологической системе при механической обработке	96
2.4. Роль упругих перемещений при механической обработке в исправлении погрешности формы заготовки	106
2.5. Связь величины упругого перемещения с параметрами точности и производительностью обработки	118
2.6. Уточненный расчет и анализ упругих перемещений в технологической системе при механической обработке	123

2.7. Условия повышения точности и производительности обработки рабочих поверхностей крупногабаритных деталей металлургического назначения с износостойкими наплавочными материалами	132
Выводы	141
Раздел 3. Определение условий повышения точности и производительности механической обработки на основе баланса перемещений в технологической системе	143
3.1. Математическая модель баланса перемещений в технологической системе	143
3.2. Классификация схем механической обработки по характеру изменения радиальной составляющей силы резания P_y и величины упругого перемещения y	153
3.3. Расчет и анализ параметров точности обработки	157
3.3.1. Расчет и анализ параметров точности обработки для схемы с увеличивающимися во времени параметрами P_y и y	157
3.3.2. Расчет и анализ точности обработки для схем, характеризующихся постоянством и уменьшением во времени параметров P_y и y	163
3.3.3. Оптимизация параметров процесса выхаживания при шлифовании	165
3.4. Исследование влияния параметров силовой напряженности процесса резания на параметры точности обработки и производительность	168
3.4.1. Теоретический анализ параметров точности и производительности обработки на этапе выхаживания	168
3.4.2. Влияние параметров силовой напряженности процесса резания на параметры точности и производительность обработки на этапе выхаживания при шлифовании	175
3.4.3. Расчет и анализ шероховатости обработанной поверхности на этапе выхаживания при шлифовании	179
3.4.4. Сравнение величины упругого перемещения при шлифовании и точении	181
3.4.5. Условия уменьшения предельных значений отношения a_z / R	186

3.5. Экспериментальные исследования влияния упругих перемещений на технологические показатели алмазного и алмазно-искрового шлифования по жесткой схеме	191
Выводы	201
Раздел 4. Условия повышения качества обрабатываемых поверхностей деталей машин	203
4.1. Кинематический подход к расчету и анализу параметров шероховатости при абразивной обработке	203
4.2. Теоретико-вероятностный подход к расчету параметров шероховатости поверхности при шлифовании	216
4.3. Теоретический анализ условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании с учетом износа зерен круга	235
4.4. Закономерности формирования шероховатости поверхности при многопроходном шлифовании	238
4.5. Условия уменьшения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании	241
4.6. Автоматизированный расчет шероховатости поверхности при шлифовании	246
4.7. Определение температуры резания при глубинном шлифовании и условий ее уменьшения	251
4.8. Определение температуры резания на основе баланса тепла при резании	256
4.9. Количественная оценка температуры резания	262
Выводы	265
Раздел 5. Условия высокопроизводительного шлифования	268
5.1. Выбор и обоснование высокопроизводительных кинематических схем алмазного шлифования	268
5.2. Расчет производительности обработки при шлифовании с учетом износа зерен	273
5.3. Определение условий повышения производительности обработки при алмазном шлифовании	279
5.4. Повышение производительности обработки при круглом внутреннем алмазном шлифовании твердосплавных вставок	288
5.5. Определение оптимальных условий шлифования по критерию максимально возможной производительности обработки	292
5.6. Экономическая оценка условий повышения технологической подготовки производства	296

Выводы	301
Раздел 6. Опыт эффективного применения на предприятиях Украины современных металлорежущих станков с ЧПУ и инструментов зарубежного производства	303
6.1. Обрабатывающий центр VC630/5AX от DOOSAN Machine Tools – новый виток в развитии технологии металлообработки .	303
6.2. Новая серия оборудования LYNX 2100 – надежность превыше всего!	309
6.3. Новые инструментальные материалы для обработки труднообрабатываемых материалов	310
6.3.1. Высокоэффективная обработка композиционных материалов	310
6.3.2. Новые керамические сплавы TC3020 и TC3030 для обработки жаропрочных материалов	313
6.4. Повышение эффективности процесса точения	315
6.4.1. Новые решения в токарной обработке	315
6.4.2. Инструменты серии GOLD RUSH – новый имидж компании TaeguTec	319
6.4.3. Инструменты серии GOLD RUSH 2010 – достижения компании TaeguTec в точении, расточке и нарезании канавок ...	324
6.4.4. Высокоскоростное точение керамикой и CBN	329
6.4.5. Высокопрецизионные инструментальные решения для обработки деталей малых габаритов	336
6.4.6. Новые решения для высокоскоростной обработки сталей .	340
6.4.7. Пластины серии BLACK RUSH для обработки чугуна	346
6.4.8. Обработка с охлаждением под высоким давлением	350
6.4.9. Повышение эффективности обработки чугуна резанием	351
6.5. Повышение эффективности процесса фрезерования	356
6.5.1. Инструменты серии GOLD RUSH – новые достижения компании TaeguTec в фрезеровании	356
6.5.2. Прогрессивные решения компании TaeguTec при классическом фрезеровании	362
6.5.3. Обработка пресс-форм и штампов	366
6.5.4. Монолитные фрезы TaeguTec нового поколения	370
6.5.5. Новые решения для чернового фрезерования	374
6.5.6. Обновленная серия торцевых фрез	379
6.5.7. Экономичное торцовое фрезерование	381
6.5.8. Фрезерование на сверхвысоких подачах	384

6.5.9. Фрезерование труднообрабатываемых материалов, применяемых в авиакосмической, нефтегазовой и энергетической отраслях	387
6.5.10. Новые решения в области фрезерования алюминия	390
6.5.11. Новые пластины XEVT серии ChaseAlu для обработки алюминия	393
6.5.12. Максимально эффективное фрезерование с новыми мини-пластинами Mill2Rush	396
6.5.13. Повышение экономичности обработки деталей небольших размеров	397
6.5.14. Кукурузные фрезы и пластины с кромкой "Splitter" – идеальная комбинация для черновой обработки	400
6.5.15. Серия фрез CHASEMILLPOWER со сменными пластинами – альтернатива дорогостоящему монолитному инструменту	402
6.6. Повышение эффективности механической обработки отверстий	405
6.6.1. Прогрессивные решения при обработке отверстий	405
6.6.2. Монолитные твердосплавные направляющие пластины серии T-Deer – прямой путь к экономии	410
6.6.3. Высокоточная обработка отверстий инструментом компании TaeguTec	411
6.6.4. Высокопроизводительные сверла малых диаметров	414
6.6.5. Новое решение для сверления больших диаметров – сверла со сменными пластинами и коронкой	415
6.6.6. Сверление больших диаметров корончатыми сверлами SpadeRush	417
6.6.7. Развертки TB-REAM от компании TaeguTec: новый уровень качества	420
6.6.8. Программа-советник TaeguTec Tool Advisor	424
Выводы	430
Общие выводы	433
Список литературы	436

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович
Жовтобрюх Валерій Олексійович
Новіков Григорій Васильович

**ОСНОВИ ПІДВИЩЕННЯ
ЯКОСТІ ТА ПРОДУКТИВНОСТІ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Монографія

(Російською мовою)

Відповідальний за випуск
Новіков Ф. В.

В авторській редакції

Підп. до друку 10.03.2017 р.
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 28,25.
Наклад 300 пр. Заказ № 76.

Видавництво і друкарня "Ліра"
49000, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК №188 від 19.09.2000.