

**Министерство науки и высшего образования Российской Федерации**

федеральное государственное автономное

образовательное учреждение высшего образования

**«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ  
ТОМСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»**

---

Инженерная школа: Новых Производственных Технологий (ИШНПТ)

Направление подготовки: 15.04.01 Машиностроение

Профиль «Автоматизация технологических процессов и производств в машиностроении»

Отделение машиностроения (ОМШ)

**Пример**

**Отчёт по выполнению лабораторных работ**

по дисциплине

**«Исследование процессов обработки резанием и режущего инструмента»**

Выполнил студент:

Группа	ФИО	Подпись	Дата
4АМ31			

Проверил преподаватель:

Должность	ФИО	Ученая степень, звание	Подпись	Дата
Доцент ОМ ИШНПТ	Козлов В. Н.	к.т.н., доцент		

[kovn@tpu.ru](mailto:kovn@tpu.ru), +7-952-809-38-60

с 13.09.24

Томск – 2024

## Оглавление

*Проверит соответствие названия тексту*      *Проставить самостоятельно страницы*

№ лабораторной работы и её название	
1. Измерение геометрии токарных резцов 13.09.24.....	3
2. Исследование силовых зависимостей процессов резания 27.09.24 и 11.10.24.....	7
3. Исследование процессов резания в условиях наростообразования 11.10.24.....	22
4. Измерение составляющих силы резания при разных передних углах резца при обработке стали ...25.10.24.....	28
5. Исследование распределение контактных напряжений на передней поверхности методом разрезного резца при обработке стали ...08.11.24.....	29
6. Влияние износа на удельные силы резания при моделировании износа резца по задней поверхности при обработке стали ...14.11.24.....	35
7. Исследование изменения геометрии токарного резца при его износе при обработке стали ...22.11.24.....	38
8. Исследование стойкости СМП при обработке стальной заготовки 22.11.24 и 28.11.24 .....	41
9. Исследование изменения составляющих силы резания при концевом фрезеровании стальной заготовки ...6.12.24.....	52
10. Исследование составляющих силы резания при концевом фрезеровании заготовки из стали 12X18H10T, полученной по аддитивной технологии 12.12.24 и 20.12.24...	57
11. Исследование качества обработанной поверхности при круглом шлифовании 26.12.24 .....	63

**Исследование процессов обработки резанием и режущего инструмента (М1.ВМ3.1.3.2)**

(Тк. 8, Лб. 24, Пр. 16, Экз) (Ауд/всего: (54) 48 / 216, срс 168; 6 кр.)

**Лабораторная работа № 1. 13.09.24**  
**Измерение геометрии токарных резцов**

**Плоскость резания** проходит через главную режущую кромку касательно к поверхности резания и вектор скорости резания. **Основная плоскость** – это плоскость, в которой лежат векторы продольной и поперечной подачи.

Для токарного резца эта плоскость совпадает с опорной поверхностью державки резца (чаще всего она **горизонтальна**), а плоскость резания перпендикулярна к ней. **Скорость резания** ( $v$ ) при точении – это вектор окружной скорости. Вектор **подачи** ( $s$  или  $f$ ) по величине чаще всего на два порядка меньше вектора скорости резания. Если величина подачи соизмерима со скоростью резания, то это влияние необходимо учитывать при определении **кинематических параметров** геометрии инструмента.

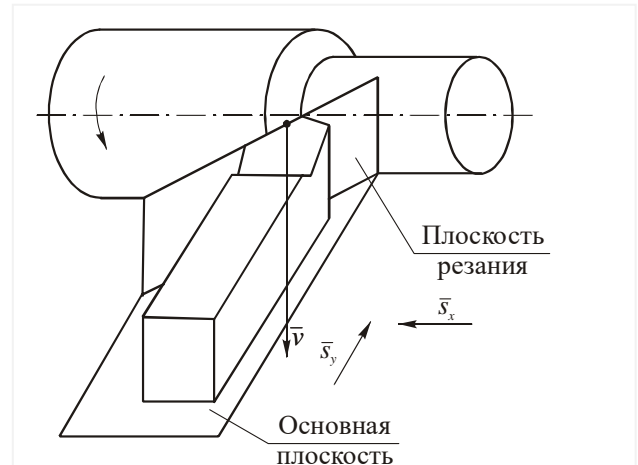


Рис. 1. Положение плоскости резания и основной плоскости

## I. Углы в плане

**Главный угол в плане  $\phi$**  - угол между направлением подачи и проекцией главной режущей кромки на основную плоскость.

**Вспомогательный угол в плане  $\phi_1$**  - угол между направлением подачи и проекцией вспомогательной режущей кромки на основную плоскость.

**Угол при вершине  $\epsilon$**  - угол между проекциями главной и вспомогательной режущими кромками на основную плоскость.  $\epsilon = 180^\circ - (\phi + \phi_1)$ .

**Радиус при вершине  $R$  ( $r$ )** играет решающую роль на шероховатость обработанной поверхности, особенно при малой подаче ( $s$  менее 0,2 мм/об).

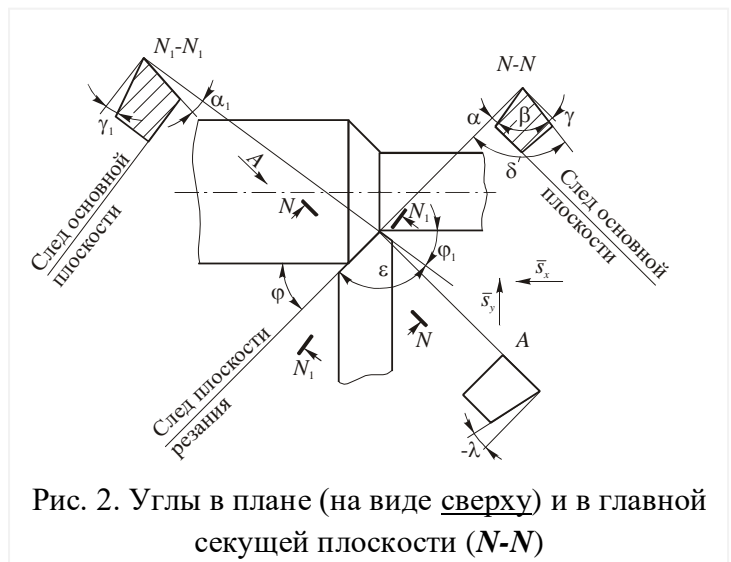


Рис. 2. Углы в плане (на виде сверху) и в главной секущей плоскости ( $N-N$ )

2. Плоскость  $N-N$  называется **главной секущей плоскостью**. Она проходит **перпендикулярно основной плоскости** и проекции **главной режущей кромки** на основную плоскость. Плоскость  $N-N$  называется **главной секущей плоскостью**, так как именно в ней и параллельных ей плоскостях, проходящих через любые точки главной режущей кромки, происходит **процесс деформирования обрабатываемого материала** при его переходе в стружку.

В главной секущей плоскости измеряются:

**главный передний угол  $\gamma$**  - угол между **передней поверхностью** резца (или касательной к ней) и плоскостью, перпендикулярной к **плоскости резания** в рассматриваемой точке главной режущей кромки;

**главный задний угол  $\alpha$**  - угол между **главной задней поверхностью** резца (или касательной к ней) и плоскостью резания;

**угол резания  $\delta$**  - угол между плоскостью резания и передней поверхностью резца (или касательной к ней); **угол заострения  $\beta$**  - угол между главной задней и передней поверхностями резца (или касательными к ним):  $\beta=90^\circ - (\alpha+\gamma)$ .

Аналогично и в сечении вспомогательной режущей кромки резца **вспомогательной секущей плоскостью N1-N1** .

При измерении переднего угла следует учитывать, что в зависимости от положения передней поверхности относительно основной плоскости **передний угол  $\gamma$**  может иметь **положительное** или **отрицательное** значения. В первом случае передняя поверхность резца направлена вниз от режущей кромки, а во втором случае – вверх от нее. Если передняя поверхность параллельна основной плоскости, то передний угол равен нулю.

У твердосплавных резцов с целью упрочнения режущего клина переднюю поверхность часто затачивают с двумя передними углами. При этом передний угол по фаске затачивают отрицательным  $\gamma_\phi = (-5^\circ \dots -15^\circ)$ , длина фаски  $f \approx (0,2 \dots 0,8) \cdot a$ , где  $a$  – толщина срезаемого слоя, которая зависит от рабочей подачи  $s$  и главного угла в плане  $\phi$ :  $a = s \cdot \sin \phi$ , мм. Передний угол за фаской чаще всего выполняют положительным. Если передняя поверхность криволинейная, то передний угол измеряют между основной плоскостью и плоскостью, касательной к криволинейной передней поверхности резца .

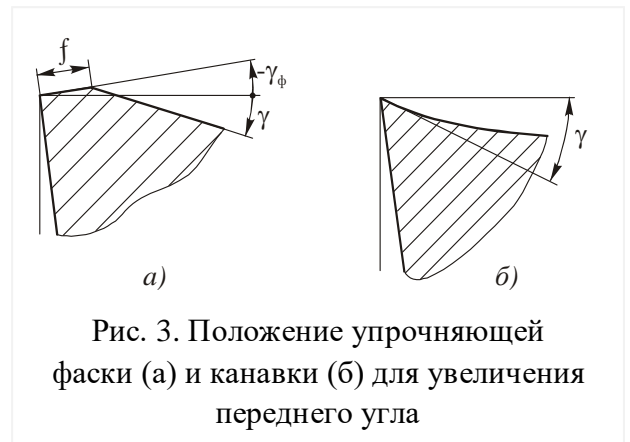


Рис. 3. Положение упрочняющей фаски (а) и канавки (б) для увеличения переднего угла

При **поперечной** подаче резца на величины **кинематических переднего и заднего углов** оказывает влияние положение вектора скорости резания, через который проходит плоскость резания. Если вершина резца из точки смещена вверх в точку относительно оси центров токарного станка, то кинематический передний угол увеличивается, а кинематический задний угол уменьшается на эту же величину . При смещении вершины резца вниз относительно оси центров наблюдается обратная картина.

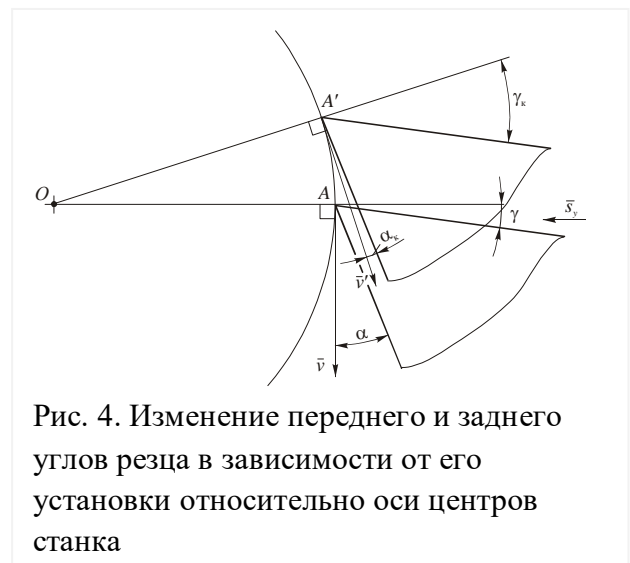


Рис. 4. Изменение переднего и заднего углов резца в зависимости от его установки относительно оси центров станка

**Положительный передний угол  $\gamma$**  затачивается для **облегчения образования стружки** и уменьшения силы резания.

**Положительный задний угол  $\alpha$**  создают для **уменьшения трения** между поверхностью резания и задней поверхностью резца. С увеличением заднего угла прочность режущего клина снижается. Поэтому в зависимости от нагрузки на режущий клин, а также от прочности инструментального материала и условий резания чаще всего задний угол  $\alpha=6 \dots 10^\circ$

В плоскости резания (вид на главную режущую кромку) измеряют **угол наклона главной режущей кромки  $\lambda$**  - угол между главной режущей кромкой и основной плоскостью. Угол

наклона главной режущей кромки  $\lambda$  также, как и передний угол, оказывает влияние на процесс деформирования материала заготовки через **изменение направления схода стружки** по передней поверхности инструмента. Угол  $\lambda$  принято считать **положительным**, когда наиболее уязвимая для разрушения вершина резца занимает **наинизшее** положение по сравнению с другими точками главной режущей кромки. Благодаря этому вершина резца предохраняется от повреждений, особенно **при прерывистом резании и работе с ударными нагрузками**. При положительных углах стружка сходит в направлении к обработанной поверхности и, царапая ее, увеличивает шероховатость последней.

На **чистовых операциях** применяют **отрицательные** значения угла  $\lambda$ , так как в этом случае нагрузка на режущий клин относительно невелика, а стружка отводится в направлении **от обработанной** поверхности. В этом случае вершина резца по сравнению с другими точками главной режущей кромки занимает наивысшее положение. Если главная режущая кромка параллельна основной плоскости, то угол  $\lambda=0^\circ$  - это наиболее часто.

Наличие **отрицательного  $\lambda$**  ослабляет **вершину резца**, поэтому рекомендуется уменьшать подачу и глубину резания в 1,5...2 раза против обработки с нулевым  $\lambda$

У токарного резца имеется державка и головка резца с **вершиной 1**. Поверхность 2, по которой сходит стружка, называется **передней поверхностью**, а две другие поверхности, обращенные к поверхности резания и к обработанной поверхности, называются соответственно **главная задняя поверхность 3** и

**вспомогательная задняя поверхность 4**. При пересечении передней поверхности с главной и вспомогательной задними поверхностями образуются соответственно **главная режущая кромка 5** и **вспомогательная режущая кромка 6**. СМП, напайные твёрдосплавные, цельные резцы (быстрорежущая сталь Р6М5) (фасонные резцы),  $t_0 = Lp \cdot x / s \times n$  ( $s$ =шаг резьбы)  $n=1000v/\pi d$

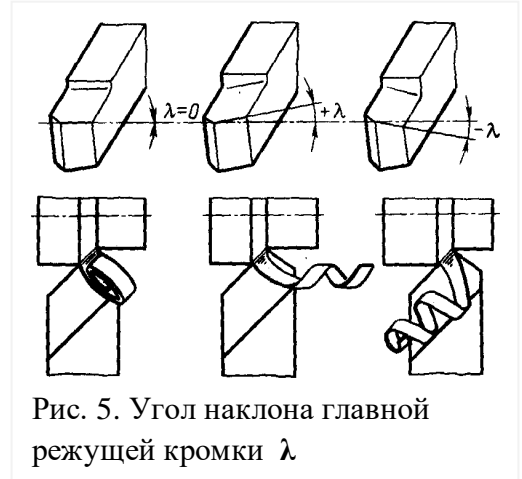


Рис. 5. Угол наклона главной режущей кромки  $\lambda$



Рис. 6. Поверхности и грани (режущие

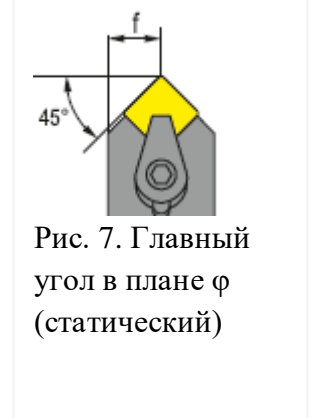


Рис. 7. Главный угол в плане  $\phi$  (статический)

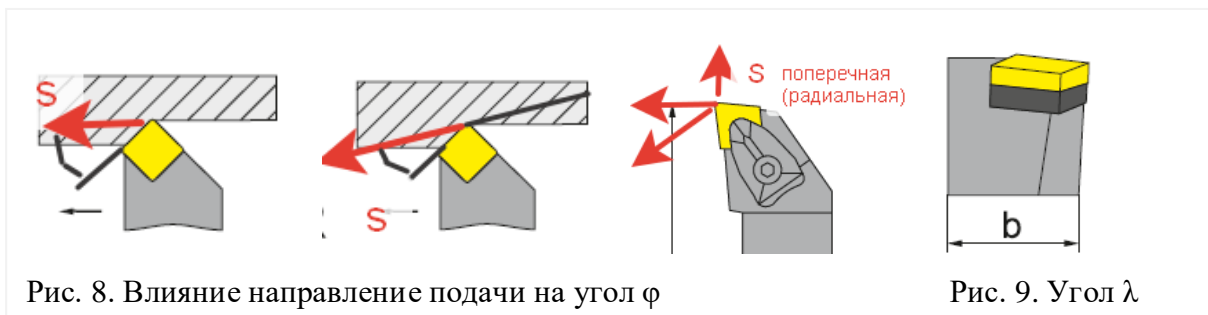


Рис. 8. Влияние направление подачи на угол  $\phi$

Рис. 9. Угол  $\lambda$

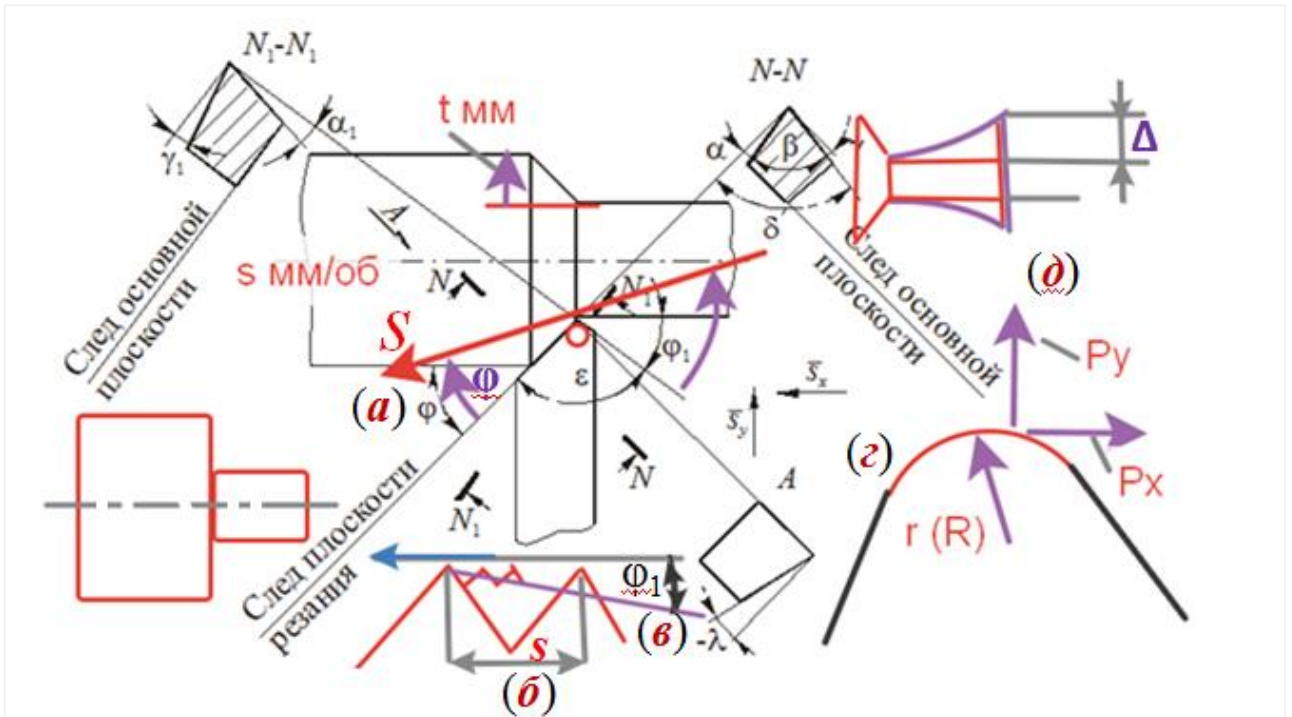


Рис. 10. Влияние направления подачи  $S$  на главный угол в плане  $\phi$  (а), влияние величины подачи на шероховатость обработанной поверхности (б), влияние вспомогательного угла в плане на шероховатость обработанной поверхности (в), радиуса при вершине  $r$  (г) и силы  $P_y$  на упругую деформацию заготовки (д)

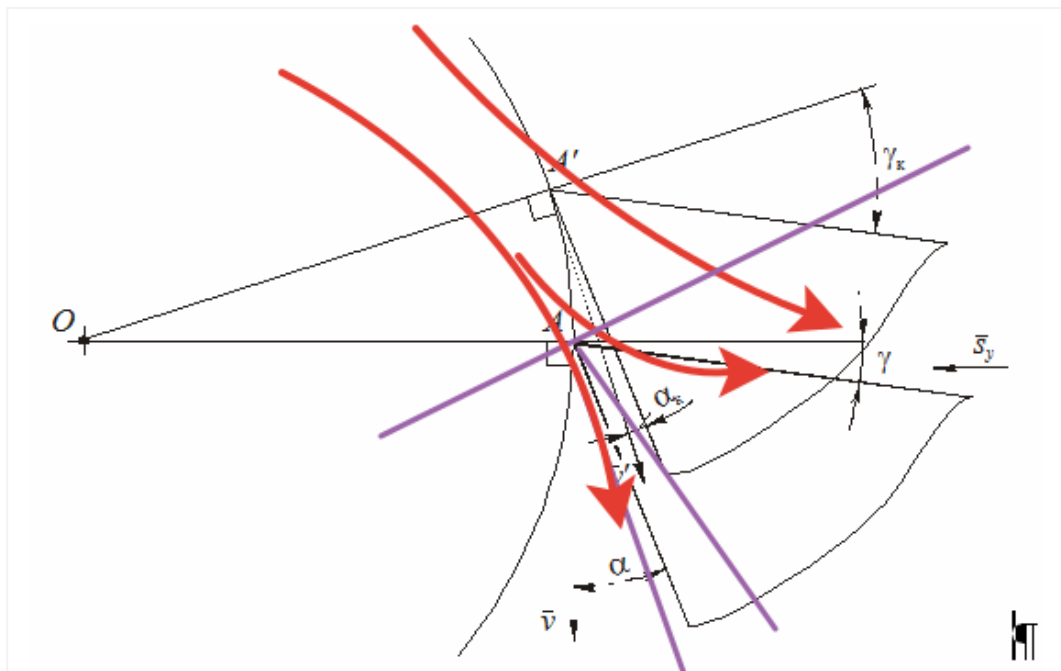


Рис. 4. Изменение переднего и заднего углов резца в зависимости от его установки относительно оси центров станка

**Исследование силовых зависимостей процессов резания**

Для измерения технологических составляющих силы резания используется трёхкомпонентный токарный динамометр.



Рис. 1. Положение осей составляющих силы резания

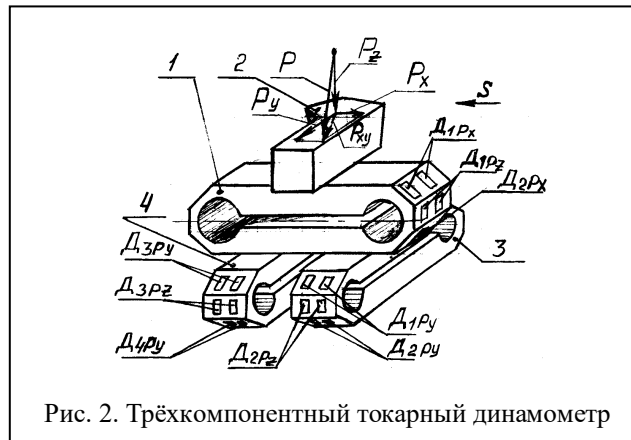


Рис. 2. Трёхкомпонентный токарный динамометр



Рис. 3. Установка резца в динамометр Kistler 9257B на токарном станке (а), настройка усилителя для измерения технологических составляющих силы резания (б), демонстрация на экране

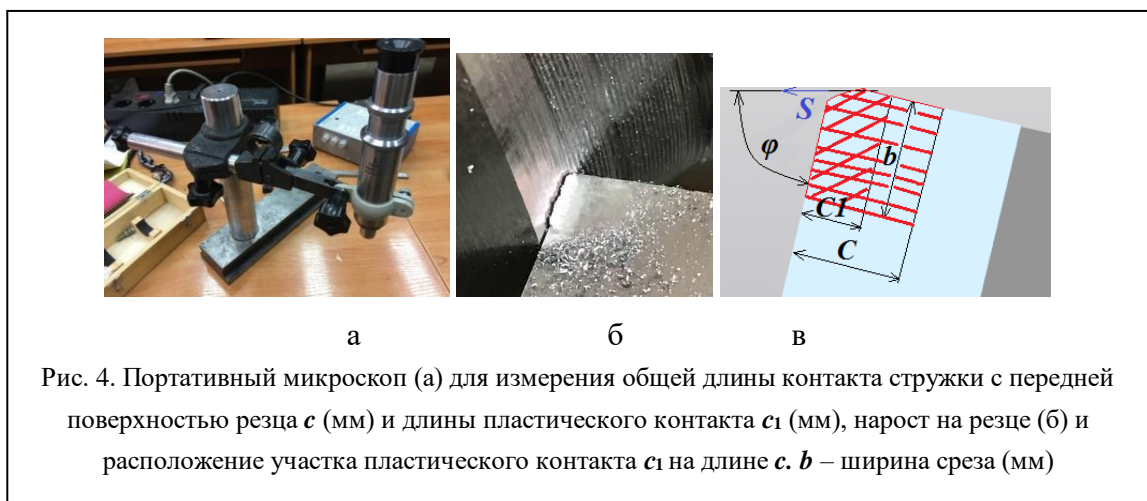


Рис. 4. Портативный микроскоп (а) для измерения общей длины контакта стружки с передней поверхностью резца  $c$  (мм) и длины пластического контакта  $c_1$  (мм), нарост на резце (б) и расположение участка пластического контакта  $c_1$  на длине  $c$ .  $b$  – ширина среза (мм)

При токарной обработке толщина среза  $a$  и ширина контакта стружки  $b$  с передней поверхностью рассчитываются по формулам:

$$a = s \sin \varphi \text{ (мм)}, \quad b = t / \sin \varphi \text{ (мм)},$$

где  $s$  – продольная подача (мм/об);  $t$  – глубина резания (мм);  $\varphi$  – главный угол в плане (°) (рис. 4).

## 2.1. Тарирование токарного динамометра

Подготовка к экспериментальному исследованию составляющих силы резания начинается с проверки используемых приборов и, при необходимости, проведения их тарирования (тарировки).

Тарирование – это нахождения соответствия одних показателей (в нашем случае – это силы тока  $I$ , микроампер ( $\mu\text{A}$ ), на регистрирующих приборах) другим (силы  $P$ , Н, действующей на динамометр).

При использовании трёхкомпонентного динамометра для измерения составляющих  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  силы резания необходимо протарировать все 3 канала. При тарировании трёхкомпонентного токарного динамометра потребуется подготовить этот динамометр, блок питания с усилителем, 3 микроамперметра с диапазоном от 0 до 200 мкА, тарировочную оправку (закрепляется в динамометре), тарировочную балку (крепится в 3-х кулачковом патроне токарного станка и поджимается задним центром, установленным в пиноле задней бабки), эталонный динамометр (ЭД) с тарировочной характеристикой (график зависимости показания стрелочного индикатора  $\Delta_{\text{и}}$ , мм, от прилагаемой силы  $P$ , Н), токарный станок.

Основной характеристикой эталонного динамометра (ЭД) является жёсткость ЭД –  $j_{\text{ЭД}} = P/\Delta_{\text{и}}$  (Н/мм). Зная показание индикатора  $\Delta_{\text{и}}$  и жёсткость ЭД  $j_{\text{ЭД}}$  можно рассчитать силу,

действующую на этот ЭД и, следовательно, на тарировочную оправку:  $P = \Delta_{\text{и}} \times j_{\text{ЭД}}$  (Н).

После последовательной установки ЭД (рис. 1, положения а, б, в) вращением нагрузочных болтов прилагаем силу к тарировочной оправке, а значит, к динамометру, и фиксируем показания индикатора ЭД  $\Delta_{\text{и}}$  и силы тока  $I$  на микроамперметре соответствующего канала ( $I_{P_z}$ ,  $I_{P_y}$ ,  $I_{P_x}$ ), результаты заносим в тарировочные таблицы 1, 2 и 3. Графы (столбцы) 5, 6 необходимы для определения взаимовлияния (влияние нагрузки тарлируемого канала на другие каналы, внешняя нагрузка к которому в данный момент не прилагается). Чем меньше взаимовлияние, тем лучше, тем точнее можно измерить составляющие силы резания.







Рис.1.2. Трёх компонентный токарный динамометр конструкции В.Н. Сбоева и В.В. Брюхова (а),

Таблица 1. Тарирование канала  $P_z$ .  $j_{ЭД} = 2333$  Н/мм

№ изм.	$\Delta_n$ , мм	$P_z = \Delta_n \times j_{ЭД}$ , Н	$I_{Pz}$ , $\mu A$	$I_{Py}$ , $\mu A$	$I_{Px}$ , $\mu A$	Примечание
1	2	3	4	5	6	7
1	0,1	233,3	23			
2	0,2	466,6	48			
3	0,5	1166,5	115			
4	1,0	2333	231			
5	1,6	3732,8	370	0	5	увеличение нагрузки в направлении оси $P_z$ приводит к небольшому увеличению силы тока по каналу $P_x$
6	2,0	4666	460			
7	0	0	3 (дрейф нуля)			

Таблица 2. Тарирование канала  $P_y$ .  $j_{ЭД} = 2333$  Н/мм

№ изм.	$\Delta_n$ , мм	$P_y = \Delta_n \times j_{ЭД}$ , Н	$I_{Py}$ , $\mu A$	$I_{Pz}$ , $\mu A$	$I_{Px}$ , $\mu A$	Примечание
1	2	3	4	5	6	7
1	0,1	233,3	18			
2	0,2	466,6	35			
3	0,6	1399,8	100			
4	1,1	2566,3	185	3	5	увеличение нагрузки в направлении оси $P_y$ приводит к небольшому увеличению силы тока по каналам $P_z$ и $P_x$
5	0	0	3 (дрейф нуля)			

Таблица 3. Тарирование канала  $P_x$ .  $j_{ЭД} = 2333$  Н/мм

№ изм.	$\Delta_n$ , мм	$P_x = \Delta_n \times j_{ЭД}$ , Н	$I_{Px}$ , $\mu A$	$I_{Pz}$ , $\mu A$	$I_{Py}$ , $\mu A$	Примечание
1	2	3	4	5	6	7
1	0,1	233,3	22			
2	0,2	466,6	44			
3	0,5	1166,5	110			
4	0,8	1866,4	170			
5	0,92	2158,2	198	10	0	увеличение нагрузки в направлении оси $P_x$ приводит к небольшому увеличению силы тока по каналу $P_z$
6	0	0	2 (дрейф нуля)			

После заполнения таблиц 1, 2 и 3 строятся тарировочные графики (рис. 1,3).

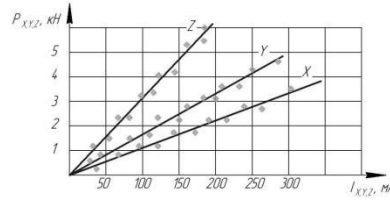


Рис. 1.3.1. **Пример** тарировочных графиков. Оси определены **неправильно** – по оси абсцисс должен быть изменяемый элемент (**аргумент**) (в математике: **независимая переменная** величина), по оси ординат – результат этого изменения (**функция**) (в математике – это **зависимая** от аргумента переменная величина), т.е. должно быть  $I_p = f(P)$

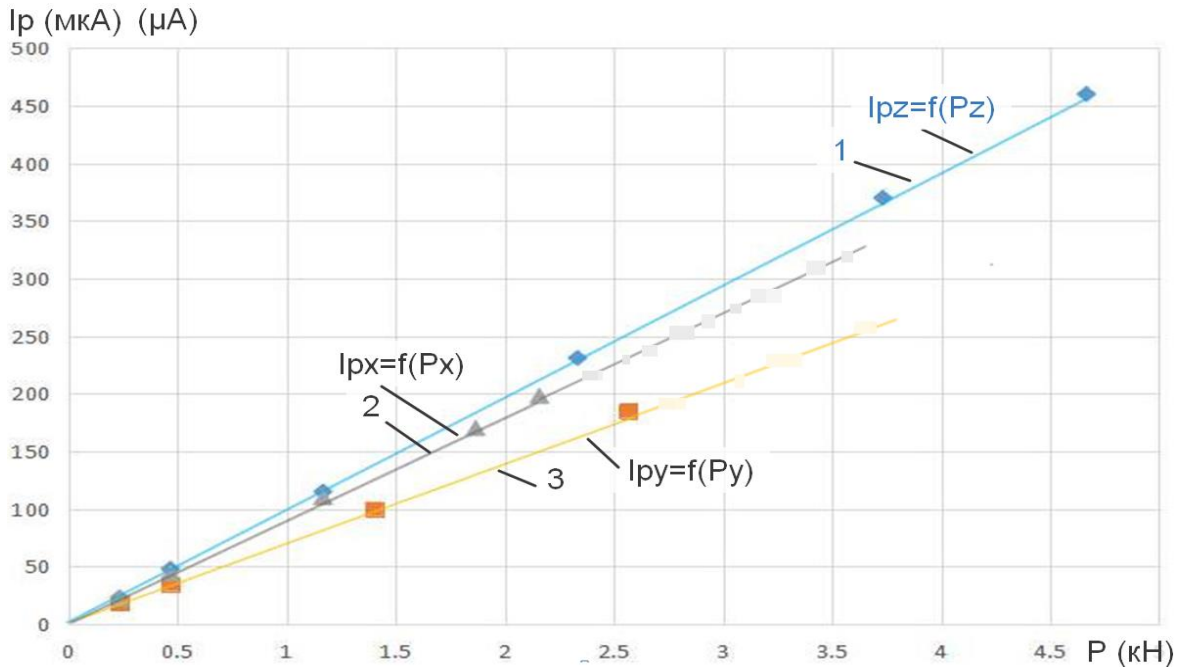


Рис. 1.3.2. Тарировочные графики каналов  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  по данным табл. 1, 2 и 3, т.е  $I_p = f(P)$

По тарировочным графикам определяется тарировочный коэффициент  $K_P$  по каждому каналу. При упругой деформации упругих элементов динамометра и линейной характеристике тензометрических датчиков графики должны представлять прямые линии, выходящие из точки 0. В этом случае тарировочные коэффициенты рассчитываются как отношение **наибольшей силы графика** к величине **силы тока при этой силе** по формулам:

$$K_{Pz} = P_{z \max} / I_{Pz \max} = 4666 / 466 = 10 \text{ (Н/μА)} \quad (1)$$

$$K_{Py} = P_{y \max} / I_{Py \max} = 2566 / 185 = 13,87 \approx 13,9 \text{ (Н/μА)} \quad (2)$$

$$K_{Px} = P_{x \max} / I_{Px \max} = 2158 / 198 = 10,899 \approx 10,9 \text{ (Н/μА)} \quad (3)$$

При проведении  $i$ -того эксперимента будет фиксироваться сила тока по каждому каналу и сила будет рассчитываться как произведение величины силы тока канала на тарировочный коэффициент по этому каналу:

$$P_{zi} = K_{Pz} \times I_{Pzi} \text{ (Н)}; \quad P_{yi} = K_{Py} \times I_{Pyi} \text{ (Н)}; \quad P_{xi} = K_{Px} \times I_{Pxi} \text{ (Н)}.$$

## Лабораторная № 2. Исследование силовых зависимостей процесса резания (продолжение)

### 2.2. Измерение сил резания при изменении подачи и глубины резания

**Цель работы** – определение влияния подачи и глубины резания на составляющие силы резания, расчёт коэффициентов и показателей степеней в эмпирических формулах расчёта

составляющих силы резания (например,  $P_z = C_{Pz} \times t^{x_{Pz}} \times s^{y_{Pz}} \times v^{n_{Pz}} \times K_p$ ), определение влияния подачи и глубины резания на удельную мощность резания  $A_w$ .

Обычно для этой лабораторной работы выбирается **сталь 45**, т.к. эта марка является эталонным материалом при определении обрабатываемости и пр. исследований. Но лучше использовать **сталь 30** или **сталь 35**, т.к. чем меньше содержание углерода в стали, тем больше склонность к наростообразованию. Следующая лабораторная работа посвящена исследованию сил резания при наростообразовании, поэтому для полноты **комплекта исследований** лучше брать ту же марку стали (**сталь 30** или **сталь 35**).

Перед началом экспериментов измеряется диаметр заготовки  $d$  (мм) и рассчитывается частота вращения шпинделя  $n = (1000 \times v) / (\pi \times d)$  (об/мин). Скорость резания  $v$  обычно принимается равной 120-140 м/мин, чтобы **выйти из зоны наростообразования**. Если скорость резания  $v$  будет большой ( $v > 150$  м/мин), то будет повышенный расход обрабатываемого материала.

Определяется (назначается) геометрия токарного резца ( $\phi$ ,  $\phi_1$ ,  $r$ ,  $\gamma$ ,  $\alpha$ ,  $\lambda$ ), материал режущей части (при обработке стали Т15К6) и записываются в таблицу 4.

**Диаметр заготовки** должен быть **не менее 60-50 мм**, чтобы была достаточная жёсткость заготовки и не пришлось чрезмерно увеличивать частоту вращения шпинделя, т.к.  $n = (1000 \times v) / (\pi \times d)$  (об/мин). Большая частота вращения шпинделя приведёт к сильному нагреву подшипников **вращающегося центра**, которым поджимается заготовка с правой стороны, к тому же увеличивается опасность вырыва заготовки из патрона. **Поджим заготовка с правой стороны центром обязателен** для предотвращения вырыва заготовки из патрона при больших подачах и глубинах резания. Длина заготовки должна быть **не менее 400 мм**, чтобы была достаточная длина обрабатываемой поверхности для поведения серии экспериментов при неизменном диаметре обработки.

На заготовке **обрабатывается торец** и **сверлится центровое отверстие** для поджима задним центром. Заготовка предварительно закрепляется в трёхкулачковом самоцентрирующем патроне и поджимается справа **вращающимся** задним центром. После этого зажимается через все 3 патронные гнёзда и дополнительно поджимается задним центром.

Резец устанавливается в гнездо динамометра, выставляется по оси центров с помощью подкладных пластин и окончательно **закрепляется всеми прижимными болтами**. Заготовка предварительно обтачивается с подачей 0,11 мм/об до устранения её радиального биения. Измеряется и полученный диаметр заготовки и записывается в примечание таблицы 4.

Устанавливается подача, настраивается глубина резания после касания вершиной резца обточенной поверхности заготовки. Все регистрирующие (стрелочные) приборы (микроамперметры) выставляются на нуль. В процессе обточки данные регистрирующих приборов записываются в таблицу 4.

## 2.1. Влияние подачи и глубины резания на силу резания и шероховатость обработанной поверхности

Таблица 2.1. Экспериментальное определение составляющих силы резания при изменении подачи и глубины резания

Примечание: диаметр заготовки  $d = 73,6$  мм; частота вращения шпинделя  $n = 630$  об/мин;  $v = 146$  м/мин; материал заготовки – сталь 45; материал резца – Т15К6; геометрия резца:  $\varphi=45^\circ$ ;  $\varphi_1=45^\circ$ ;  $r=0,05$  мм,  $\gamma = 7^\circ$ ,  $\alpha = 10^\circ$ ,  $\lambda=0^\circ$ .

№ п/п	t, мм	s, мм/об	$I_{Pz}$ , мкА	$P_z$ , Н	$I_{Py}$ , мкА	$P_y$ , Н	$I_{Px}$ , мкА	$P_x$ , Н	$\Theta$ , мкА	$\Theta$ , °С	$A_w$ , кВт/мм <sup>2</sup>	Примечание
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	2	0,07	30	300	25	347,5	18	196,2	22	440	5,2	
2	2	0,13	50	500	28	389,2	20	218	30	600	4,67	Синяя стружка
3	2	0,23	110	1100	50	695	25	272,5	35	700	5,8	
4	2	0,34	130	1300	60	834	35	381,5	40	800	4,64	
5	2	0,43	170	1700	70	973	40	436	43	860	4,8	
6	2	0,52	200	2000	80	1112	45	490,5	51	1020	4,67	
7	4	0,13	130	1300	100	1390	40	436	45	900	6,07	
8	3,5	0,13	115	1150	58	806,2	39	425,1	44	880	6,13	
9	3	0,13	90	900	48	667,2	32	348,8	42	840	5,6	
10	2,5	0,13	75	750	41	569,9	28	305,2	40	800	5,6	
11	2	0,13	50	500	28	389,2	20	218	38	760	4,67	
12	1,5	0,13	40	400	19	264,1	15	163,5	35	700	4,98	
13	1	0,13	30	300	10	139	10	109	32	640	5,6	
14	0,5	0,13	15	150	5	69,5	5	54,5	20	400	5,6	

Тарировочные коэффициенты:  $K_{Pz} = 10$  (Н/мкА);  $K_{Py} = 13,9$  (Н/мкА);  $K_{Px} = 10,9$  (Н/мкА),  $K_{\theta} = 20$  (°С/мкА)

Для определения показателей степеней в эмпирических формулах расчёта составляющих силы резания (например,

$P_z = C_{Pz} \times t^{x_{Pz}} \times s^{y_{Pz}} \times v^{n_{Pz}}$ ) строятся графики в

двойных логарифмических координатах:  $lg P_z = f(lg t)$ ,  $lg P_z = f(lg s)$ ,  $lg P_y = f(lg t)$ ,  $lg P_y = f(lg s)$ ,  $lg P_x = f(lg t)$ ,  $lg P_x = f(lg s)$  (рис. 2,1).

Измеряются размеры  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  и т.д. (мм). Рассчитываются показатели степеней:

например,  $x_{Pz} = \operatorname{tg} \alpha = a/b$  при изменении  $t$  ( $t = \text{vary}$ ) по зависимости  $lg P_y = f(lg t)$  при  $s = \text{const}$ .

Аналогично в системе координат с логарифмическими шкалами можно будет определить величину  $y_{Pz}$  как:  $y_{Pz} = \operatorname{tg} \beta = c/d$  по зависимости  $lg P_z = f(lg s)$  при  $t = \text{const}$ .

Для определения константы  $C_{Pz}$  необходимо в формулу подставить значения глубины резания  $t$  и скорости подачи  $s$  с уже рассчитанными значениями коэффициентов  $x_{Pz}$  и  $y_{Pz}$ , а также экспериментально полученную при этих параметрах величину силы  $P_z$ :

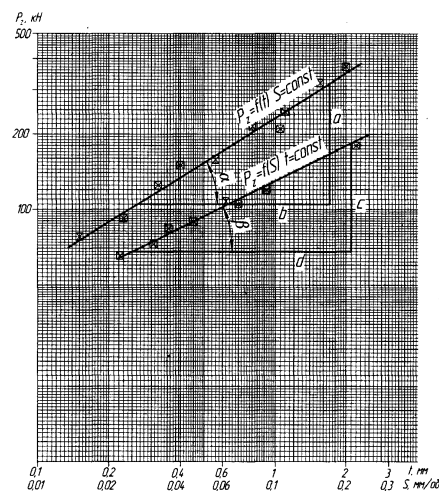


Рис. 2.1. Определение показателей степеней  $x_{Pz}$  и  $y_{Pz}$  графическим способом на бумаге с двойными логарифмическими координатами

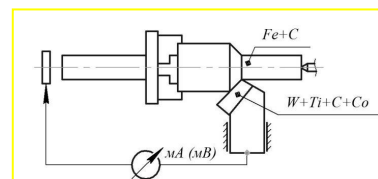


Рис. 3.6. Схема измерений температуры резания методом «естественной терморпары»

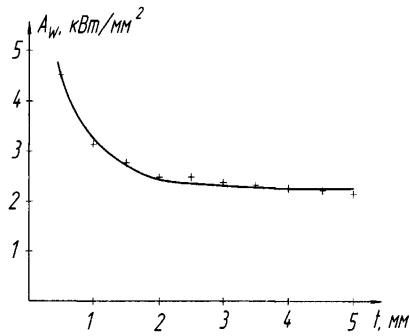


Рис. 2.2.1. **Пример** зависимости удельной мощности резания  $A_w$  от глубины резания  $t$

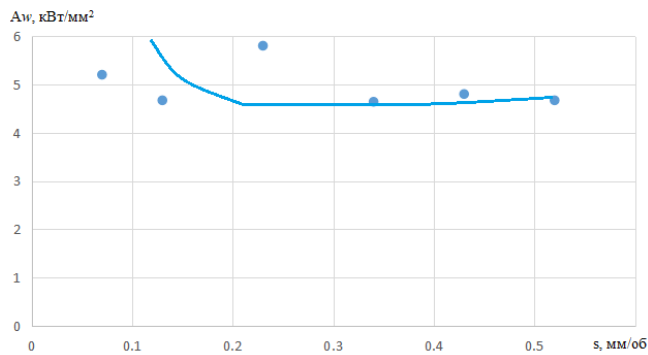


Рис. 2.2.2 Зависимость удельной мощности резания  $A_w$  от подачи  $s$  (см. Таблица 4)

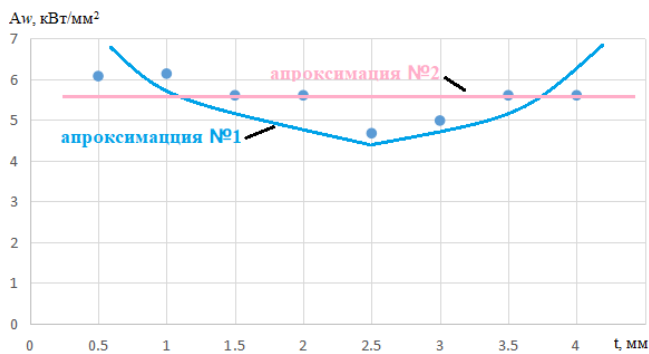


Рис. 2.2.3. Зависимость удельной мощности резания  $A_w$  от глубины резания  $t$  (см. Таблица 4)

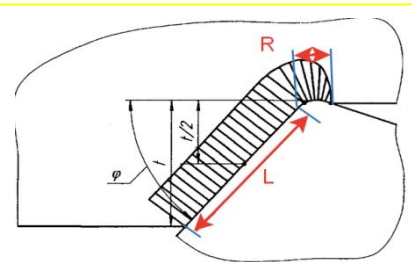


Рис. 2.3. Распределение нагрузки вдоль режущей кромки резца при его работе

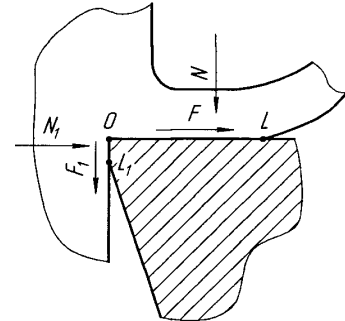


Рис. 2.4. Действие физических составляющих силы резания на площади контакта по передней и задней поверхностям резца

$$C_{Pz} = \frac{P_z}{t^{xPz} \times s^{yPz}} \quad (7)$$

Аналогично определяются показатели степеней и коэффициенты для других составляющих  $P_y$  и  $P_x$  силы резания.

Удельная мощность резания рассчитывается по формуле:

$$A_w = \frac{P_z \times v}{s \times t}, \text{ Вт/мм}^2 \quad (8)$$

Удельная мощность является энергетической характеристикой процесса резания. С увеличением глубины резания  $t$  и/или скорости подачи  $s$  удельная мощность монотонно уменьшается.

Типовая зависимость удельной мощности резания от глубины резания и скорости подачи приведены на рис. 2.2.1. Данные зависимости показывают, что энергетически выгодно проводить обработку с большими сечениями срезаемого слоя.

Явление непропорционального изменения силы резания от глубины резания и скорости подачи, так же как и монотонное уменьшение удельной мощности резания при увеличении глубины резания и скорости подачи, имеет физическое объяснение.

Сила резания на резце представляет собой сумму сил, действующих на участке главной режущей кромки  $P_L$  и радиусном участке при вершине резца  $P_R$  (рис. 2.3). При уменьшении глубины резания в  $n$  раз длина активной части главной режущей кромки также уменьшится в  $n$  раз. При этом составляющая  $P_L$  уменьшится в  $n$  раз, а составляющая на радиусном участке  $P_R$  останется неизменной.

Удельная мощность резания увеличивается при уменьшении глубины резания потому, что сила резания на радиусном участке резца не зависит от глубины резания. Именно поэтому величины показателя степени  $x_p$  в уравнениях всегда меньше единицы.

Подобным, но несколько иным механизмом объясняется и уменьшение удельной мощности резания при увеличении скорости подачи. Для простоты рассмотрим резец с нулевым передним углом  $\gamma = 0^\circ$  (рис. 2.4). Сила резания  $P_z$  в этом случае будет определяться суммой сил нормального давления на переднюю поверхность  $N$  и силой трения на задней поверхности  $F_l$ .

$$P_z = N + F_l. \quad (9)$$

Сила трения  $F_l$  от толщины срезаемого слоя не зависит, а сила нормального давления  $N$  меняется **пропорционально** толщине срезаемого слоя. Удельная мощность резания увеличивается при уменьшении скорости подачи потому, что сила трения на задней поверхности резца не зависит от толщины срезаемого слоя. Именно поэтому показатели степени  $u_p$  в эмпирических уравнениях всегда меньше единицы.

В том случае, когда износа по задней поверхности нет, как в случае выполненной лабораторной работы, второй член уравнения (9) равен нулю, поэтому наблюдается примерно постоянная величина удельная мощность резания  $A_w$  (рис. 5.2, аппроксимация №2).

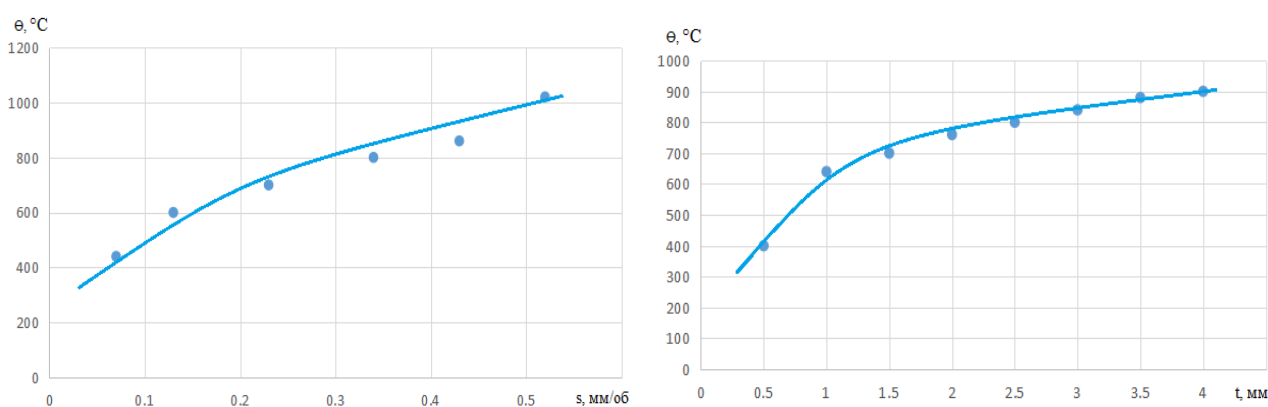


Рис. 2.5. Зависимости температуры резания  $\theta_{cp}$  от  $s$ , мм/об и  $t$ , мм.

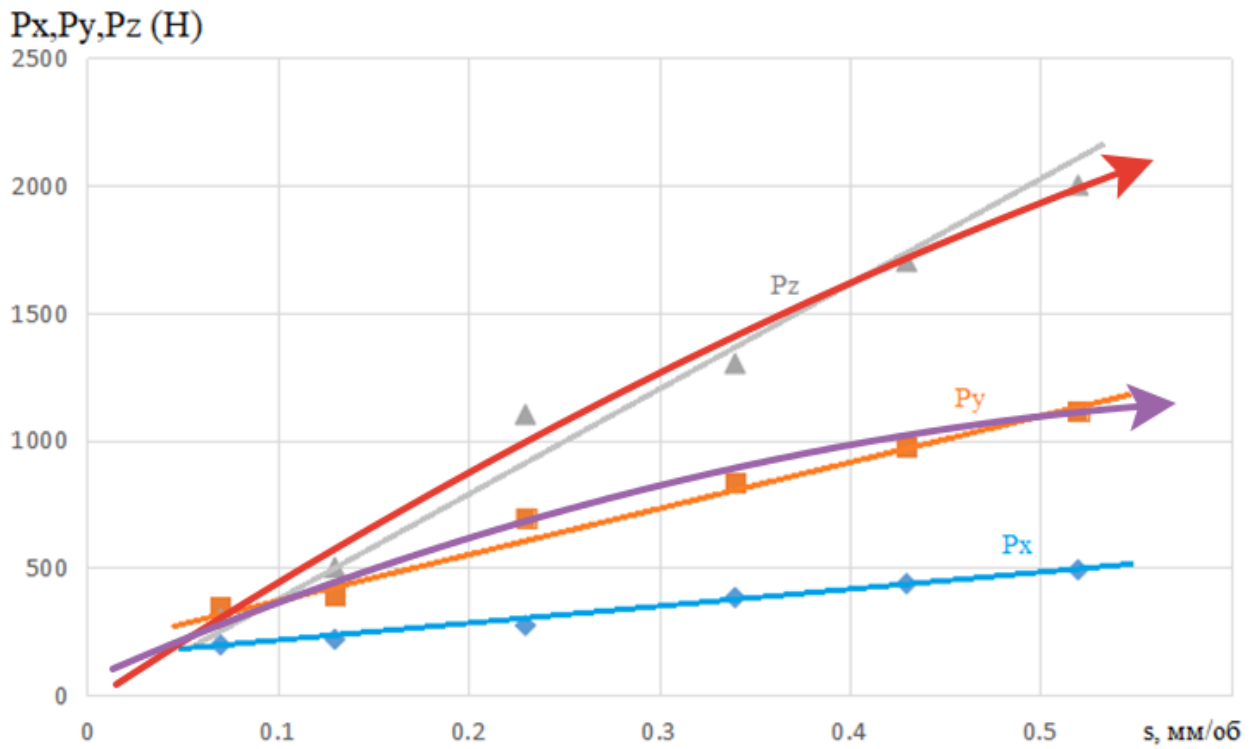


Рис. 2.6.1. Зависимость составляющих  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  (Н) силы резания от подачи  $s$  (мм/об) при  $t = \text{const} = 2$  мм.

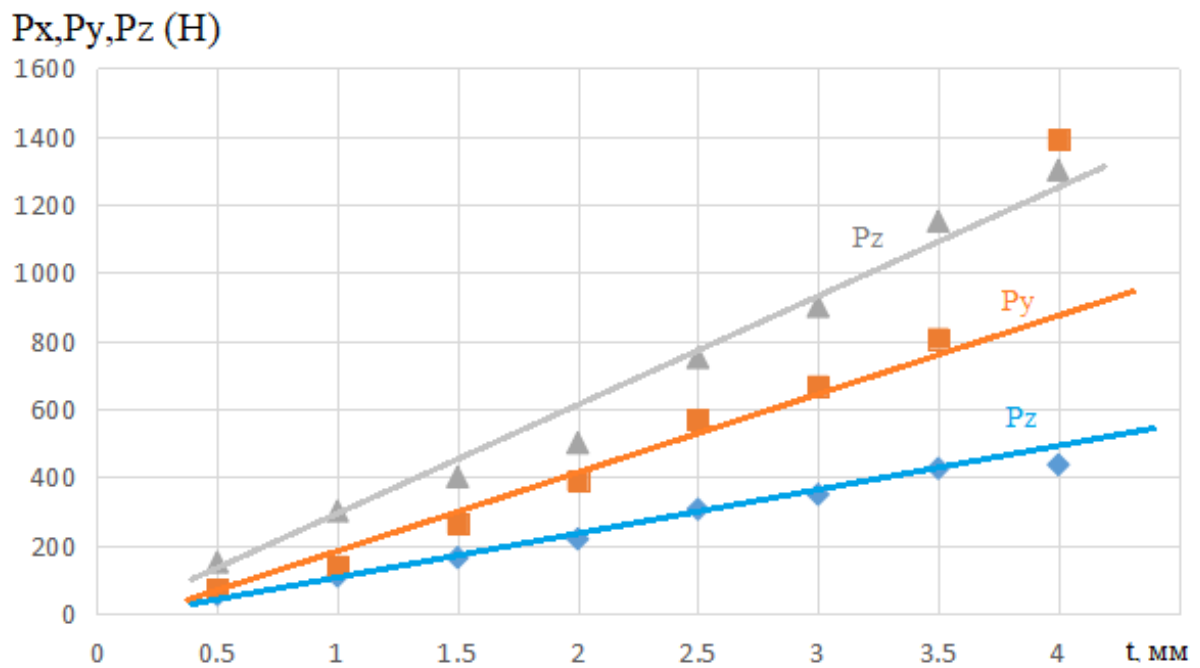
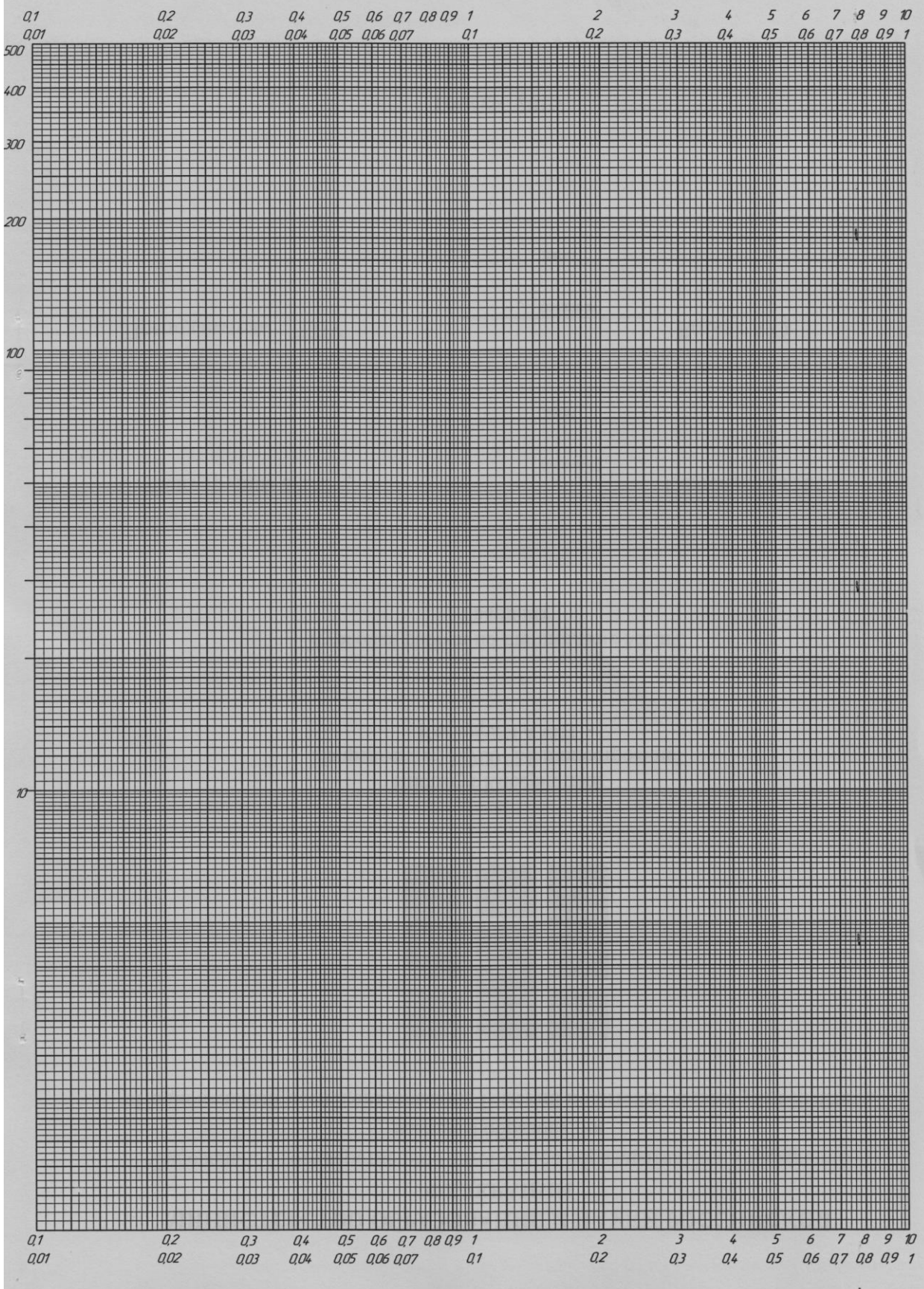


Рис. 2.6.2. Зависимость составляющих  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  (Н) силы резания от глубины резания  $t$  (мм) при  $s = \text{const} = 0,13$  мм/об.



Логарифмическая бумага



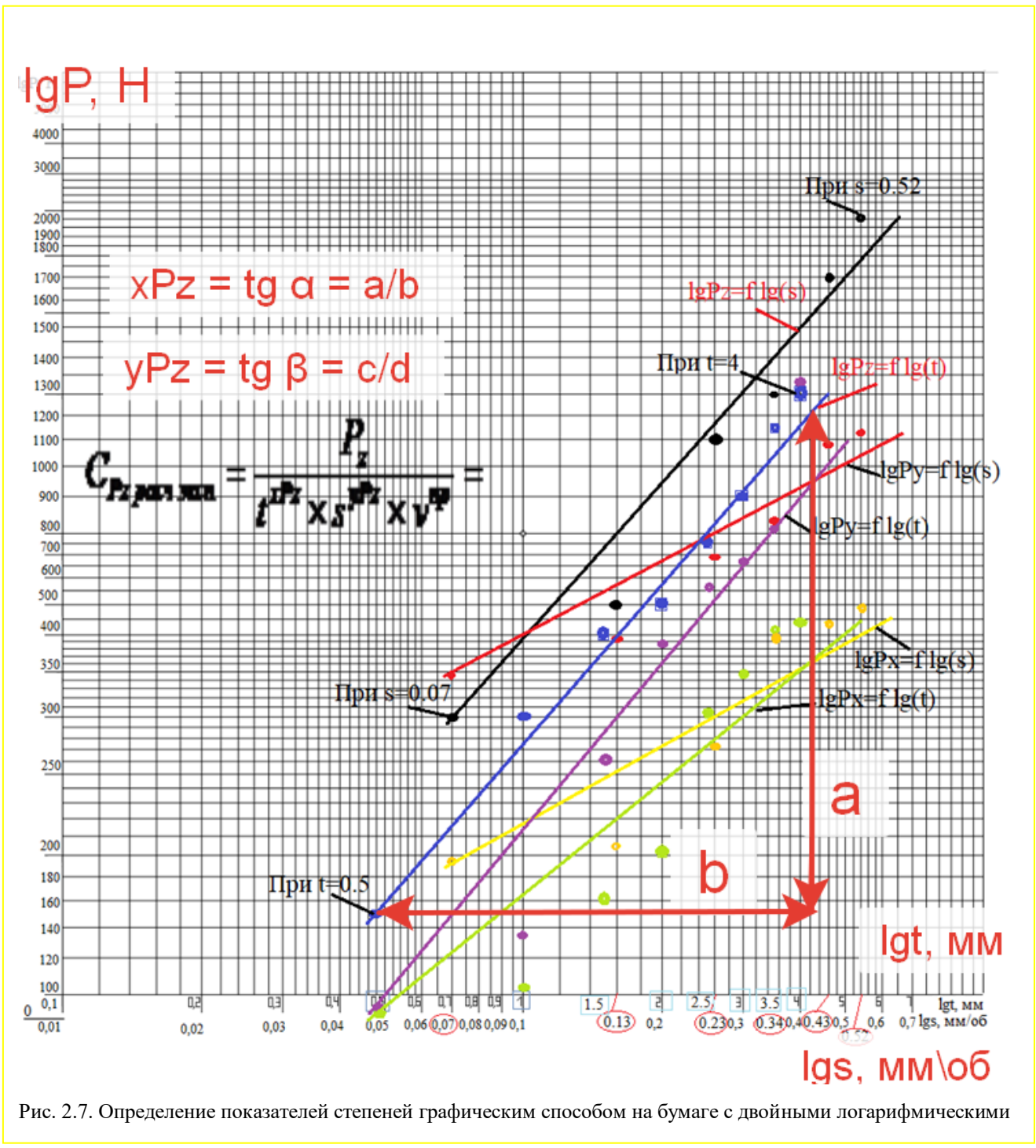


Рис. 2.7. Определение показателей степеней графическим способом на бумаге с двойными логарифмическими

Из рис 2.7 определяем показатели степени для **составляющей силы**  $P_z$  с учётом соотношений, указанных на рис. 2.1:

по зависимости  $\lg P_z = f(\lg t)$  при  $s = \text{const}$ :  $x_{Pz} = \operatorname{tg} \alpha = a/b = 34/30,4 = 1,12$ ;  
в справочнике  $x_{Pz} = 1$ .

по зависимости  $\lg P_z = f(\lg s)$  при  $t = \text{const}$ :  $y_{Pz} = \operatorname{tg} \beta = c/d = 32/34 = 0,94$ ;  
в справочнике  $y_{Pz} = 0,75$ .

Уравнения (7) рассчитываем коэффициент  $C_{Pz}$ . С учётом действительной силы  $P_z = 2000$  Н:

$$C_{Pz, \text{расч экп}} = \frac{P_z}{t^{x_{Pz}} \times s^{y_{Pz}}} = \frac{2000}{2^{1,12} \times 0,52^{0,94}} = 1849, \text{ т.е. } C_{Pz, \text{экп}} = C_{Pz, \text{расч экп}}/10 = 185;$$

В расчётах коэффициента  $C_{Pz}$ , необходимо **учитывать силу** по **графику** ( $P_z = 1800$  Н), полученному после нанесения точек на бумаге, и скорость резания  $v = 146$  м/мин:

$$C_{Pz \text{ расч эксп}} = \frac{P_z}{t^{xPz} \times s^{yPz} \times v^{nPz}} = \frac{1800}{2^{1,12} \times 0,52^{0,94} \times 146^{-0,15}} = 1664 \times 2,11 = 3511,4;$$

Т.к. в формуле стоит **коэффициент 10** ( $P_z = 10 \times C_{Pz} \times t^{xPz} \times s^{yPz} \times v^{nPz} \times K_p$ ), то необходимо полученный расчётный коэффициент разделить на 10, т.е.  $C_{Pz} \text{ эксп} = 3511/10 = 351$ .

Поправочный коэффициент  $K_p$  представляет собой произведение ряда коэффициентов ( $K_p = K_{mp} K_{\varphi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{rp}$ ), учитывающих фактически условия резания. Численные значения этих коэффициентов приведены в табл. 9, 10 и 23. Для стали 45 при  $\varphi = 45^\circ K_{\varphi p} = 1$ ; при  $\gamma = 7^\circ K_{\gamma p} = 1$ ; при  $\lambda = 0^\circ K_{\lambda p} = 1$ ; при обработке твёрдым сплавом  $K_{rp} = 1$  и при  $\sigma_b = 600$  МПа для стали 45:

$$K_{mv} = K_2 \left( \frac{750}{\sigma_u} \right)^{n_2} = 1 \times (750/600)^1 = 1,25;$$

С учётом  $K_{mv} = 1,25$  рассчитываем окончательно экспериментально полученный коэффициент  $C_{Pz} \text{ эксп оконч} = 351/1,25 = 281$ .

В справочнике  $C_{Pz \text{ справ}} = 300$ . Разница между экспериментальной величиной и справочной объясняется тем, что в наших экспериментах обрабатывался пруток тоже из стали 45, но физико-механические характеристики материала могут немного отличаться.

Относительная погрешность рассчитанной величины  $P_z$  по сравн. с действ.  $P_z$  дейст (%):

$$\Delta C_{Pz} = [(C_{Pz \text{ действ}} - C_{Pz \text{ расч}}) / C_{Pz \text{ действ}}] \times 100\% = [(281 - 300) / 281] \times 100\% = -6,8 \%$$

Расчёт силы  $P_z$  выполняем по формуле:  $P_z = 10 C_{Pz} \times t^{xPz} \times s^{yPz} \times v^{nPz} \times K_p$ . Для упрощения расчётов рассчитаем величину тех параметров, которые будут неизменными по справочнику и по данным лабораторной работы:  $K = 10 \times v^{nPz} \times K_p = 10 \times 146^{-0,15} \times 1,25 = 10 \times 0,4735 \times 1,25 = 5,92$ .

Таблица 1. Значения коэффициента  $C_p$  и показатели степеней в справочнике [1]

22. Значения коэффициента  $C_p$  и показателей степеней в формулах силы резания при точении

Обрабатываемый материал	Материал рабочей части реза	Вид обработки	Коэффициент и показатели степеней в формулах для составляющих											
			тангенциальной $P_z$				радиальной $P_y$				осевой $P_x$			
			$C_p$	$x$	$y$	$n$	$C_p$	$x$	$y$	$n$	$C_p$	$x$	$y$	$n$
Конструкционная сталь и стальные отливки, $\sigma_b = 750$ МПа	Твердый сплав	Наружное продольное и поперечное точение и растачивание	300	1,0	0,75	-0,15	243	0,9	0,6	-0,3	339	1,0	0,5	-0,4
		Наружное продольное точение резцами с дополнительным лезвием	384	0,90	0,90	-0,15	355	0,6	0,8	-0,3	241	1,05	0,2	-0,4
		Отрезание и прорезание	408	0,72	0,8	0	173	0,73	0,67	0	—	—	—	—
		Нарезание резьбы	148	—	1,7	0,71	—	—	—	—	—	—	—	—
	Быстрорежущая сталь	Наружное продольное точение, подрезание и растачивание	200	1,0	0,75	0	125	0,9	0,75	0	67	1,2	0,65	0
		Отрезание и прорезание	247	1,0	1,0	0	—	—	—	—	—	—	—	—
		Фасонное точение	212	1,0	1,0	0	—	—	—	—	—	—	—	—

Таблица 2. Погрешность расчёта силы  $P_z$

№	t, мм	s, мм/об	Расчёт по эксп. показателям			Расчёт по показателям справочника			Эксп. величина $P_z$ по графику / действ
			Коэф.	$P_z$ , Н	$\Delta P_z$ , %	Коэф	$P_z$ , Н	$\Delta P_z$ , %	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2	0,52	$C_{Pz} = 281$	1955	-2%	$C_{Pz} = 300$	2175	+8%	1800 / (2000)
2	2	0,07	$x_{Pz} = 1,12$	297	-1%	$x_{Pz} = 1$	483	+61%	300 / (300)
3	4	0,13	$y_{Pz} = 0,94$	1155	-11,1%	$y_{Pz} = 0,75$	1538	+18%	1150 / (1300)
4	0,5	0,13	$n_{Pz} = -0,15$	112	-25%	$n_{Pz} = -0,15$	192	+28%	150 / (150)
5	4	0,52	$K_p = 1,25$	4250		$K_p = 1,25$	4350		

Вывод из табл. 1:

1. Полученные нами величины показателей степеней и коэффициент дают более правильный результат.
2. Наибольшая погрешность проявляется при малой подаче и глубины резания (**25%**).
3. При большой подаче и глубине резания рассчитанные величины  $P_z$  примерно одинаковы, относительная погрешность расчётов по данным справочника составляет +2% по сравнению с расчётами по данным, определёнными в лабораторной работе.

Из рис 2.7 определяем показатели степени для **составляющей силы  $P_y$**  с учётом соотношений, указанных на рис. 2.1:

по зависимости  $lg P_y = f(lg t)$  при  $s = \text{const}$ :  $x_{P_y} = \text{tg } \alpha = e/f = 37/34 = 1,08$ ;

в справочнике  $x_{P_y} = 0,9$ .

по зависимости  $lg P_y = f(lg s)$  при  $t = \text{const}$ :  $y_{P_y} = \text{tg } \beta = g/h = 16/32 = 0,5$ ;

в справочнике  $y_{P_y} = 0,6$ .

По уравнению (7) рассчитываем коэффициент  $C_{P_y}$ . С учётом действительной силы  $P_y = 1112$  Н:

$$C_{P_y \text{ расч эксп}} = \frac{P_y}{t^{x_{P_y}} \times s^{y_{P_y}}} = \frac{1112}{2^{1,08} \times 0,52^{0,5}} = 729,4, \text{ т.е. } C_{P_y \text{ эксп}} = C_{P_y \text{ расч эксп}}/10 = \mathbf{73};$$

В расчётах коэффициента  $C_{P_y}$  необходимо учитывать силу по **графику ( $P_y = 1100$  Н)**, полученному после нанесения точек на бумаге, и скорость резания  $v = 146$  м/мин:

$$C_{P_y \text{ расч эксп}} = \frac{P_y}{t^{x_{P_y}} \times s^{y_{P_y}} \times v^{n_p}} = \frac{1100}{2^{1,08} \times 0,52^{0,5} \times 146^{-0,3}} = 721,6 \times 4,46 = 3218,1;$$

Т.к. в формуле стоит **коэффициент 10** ( $P_y = 10 \times C_{P_y} \times t^{x_{P_y}} \times s^{y_{P_y}} \times v^{n_p} \times K_p$ ), то необходимо полученный расчётный коэффициент разделить на 10, т.е.  $C_{P_y \text{ эксп}} = \mathbf{3218/10 = 322}$ .

Поправочный коэффициент  $K_p$  представляет собой произведение ряда коэффициентов ( $K_p = K_{mp} K_{\varphi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{r p}$ ), учитывающих фактические условия резания. Численные значения этих коэффициентов приведены в табл. 9, 10 и 23. Для стали 45 при  $\varphi = 45^\circ K_{\varphi p} = 1$ ; при  $\gamma = 7^\circ K_{\gamma p} = 1$ ; при  $\lambda = 0^\circ K_{\lambda p} = 1$ ; при обработке твёрдым сплавом  $K_{r p} = 1$  и при  $\sigma_b = 600$  МПа для стали 45:

$$K_{mv} = K_2 \left( \frac{750}{\sigma_u} \right)^{n_v} = 1 \times (750/600)^1 = 1,25;$$

С учётом  $K_m p = 1,25$  рассчитываем окончательно экспериментально полученный коэффициент  $C_{P_y \text{ эксп оконч}} = \mathbf{322/1,25 = 258}$ .

В справочнике  $C_{P_y \text{ спр}} = 243$ . Относительная погрешность справочного коэффициента (величину коэффициента  $C_{P_y \text{ эксп оконч}}$  считаем **действительным** коэффициентом, т.к. он определён при реальной обработке в эксперименте, а не по кем-то выполненным работам) по сравнению с **коэффициентом**, рассчитанным по нашим данным,  $\Delta C_{P_y}$  (%):

$$\Delta C_{P_y} = [(C_{P_y \text{ действ}} - C_{P_y \text{ расч}}) / C_{P_y \text{ действ}}] \times 100\% = [(258 - 243)/258] \times 100\% = +5,8 \%$$

Относительная погрешность рассчитанной величины  $P_y$  по сравн. с действ.  $P_y \text{ действ}$  (%):

$$\Delta P_y = [(P_y \text{ действ} - P_y \text{ расч}) / P_y \text{ действ}] \times 100\% = [(258 - 243)/258] \times 100\% = +5,8 \%$$

Расчёт силы  $P_y$  выполняем по формуле:  $p_y = 10 C_{P_y} \times t^{x_{P_y}} \times s^{y_{P_y}} \times v^{n_p} \times K_p$ . Для упрощения расчётов рассчитаем величину тех параметров, которые будут неизменными по справочнику и по данным лабораторной работы:  $K_y = 10 \times v^{n_p} \times K_p = 10 \times 146^{-0,3} \times 1,25 = 10 \times 0,2242 \times 1,25 = \mathbf{2,8}$ .

Таблица 3. Погрешность расчёта силы  $P_y$

№	t, мм	s, мм/об	Расчёт по эксп. показателям			Расчёт по показателям справочника			Эксп. величина $P_y$ по графику /действ	
			Коэф.	$P_y$ , Н	$\Delta P_y$ , %	Коэф	$P_y$ , Н	$\Delta P_y$ , %		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
1	2	0,52	$C_{Py}=258$ $x_{Py}=1,08$ $y_{Py}=0,5$ $n_{Py}=-0,3$ $K_p=1,25$	1101	-1%	$C_{Py}=243$ $x_{Py}=0,9$ $y_{Py}=0,6$ $n_{Py}=-0,3$ $K_p=1,25$	858	-22%	1100 /1112)	
2	2	0,07		404	+16%		257	-26%		347,5 /347,5)
3	4	0,13		1164	-17%		696	-50%		1390 /1400)
4	0,5	0,13		123	+77%		107	+54%		69,5 /69,5)
5	4	0,52		2328			1600			

Вывод из табл. 3:

1. Полученные нами величины показателей степеней и коэффициент дают более правильный результат.
2. Наибольшая погрешность проявляется при малой подаче и глубины резания (+77%) из-за неточности измерений.
3. При большой подаче и глубине резания величина  $P_y$ , рассчитанная по данным лабораторной работы, имеет относительную погрешность +31% по сравнению с показателями, определёнными по справочнику.
4. Расчёт составляющей  $P_y$  имеет бóльшую погрешность по сравнению с расчётами составляющей  $P_z$ .

Для составляющей силы  $P_x$  из рис. 4 и 9 определяем показатели степени:

по зависимости  $lg P_x = f(lg t)$  при  $s = \text{const}$ :  $x_{Px} = \text{tg } \alpha = a/b = 60/80 = 0,75$ ;

в справочнике  $x_{Px} = 1$ .

по зависимости  $lg P_x = f(lg s)$  при  $t = \text{const}$ :  $y_{Px} = \text{tg } \beta = c/d = 50/80 = 0,625$ ;

в справочнике  $y_{Px} = 0,5$ .

Уравнения (7) рассчитываем коэффициент  $C_{Px}$ :

$$C_{Px \text{ расч}} = \frac{P_x}{t^{x_{Px}} \times s^{y_{Px}}} = \frac{490}{2^{0,75} \times 0,52^{0,625}} = 438,5$$

Т.к. в формуле стоит коэффициент 10:  $P_x = 10 \times C_{Px} \times t^{x_{Px}} \times s^{y_{Px}}$ , то принимаем  $C_{Px \text{ эксп}} = C_{Px \text{ расч}} / 10 = 43,85$ .

в справочнике  $C_{Px \text{ спр}} = 339$  (Н×об/мм<sup>2</sup>). Разница между экспериментальной величиной и справочной объясняется тем, что не была учтена скорость резания  $v$  (м/мин), т.к. общая формула:  $P_x = 10 \times C_{Px} \times t^{x_{Px}} \times s^{y_{Px}} \times v^{n_P}$ . Из справочника  $n_P = -0,4$ ,

Поэтому пересчитываем  $C_{Px \text{ расч эксп}}$ :

$$C_{Px \text{ расч эксп}} = \frac{P_x}{t^{x_{Px}} \times s^{y_{Px}} \times v^{n_P}} = \frac{490}{2^{0,75} \times 0,52^{0,625} \times 146^{-0,4}} = 3218$$

Т.к. в формуле стоит коэффициент 10 ( $P_z = 10 \times C_{Pz} \times t^{x_{Pz}} \times s^{y_{Pz}} \times v^{n_P} \times K_p$ ), то необходимо полученный расчётный коэффициент разделить на 10, т.е.  $C_{Px \text{ эксп}} = 3218/10 = 321,8$

Тогда  $C_{Px \text{ эксп}} = C_{Px \text{ расч эксп}} = 322$ , т.е.  $C_{Px \text{ эксп}} \approx C_{Px \text{ спр}} = 339$ .

Поправочный коэффициент  $K_p$  представляет собой произведение ряда коэффициентов ( $K_p = K_{mp} K_{\phi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{rp}$ ), учитывающих фактические условия резания. Численные значения этих коэффициентов приведены в табл. 9, 10 и 23. Для стали 45 при  $\phi = 45^\circ$   $K_{\phi p} = 1$ ; при  $\gamma = 7^\circ$   $K_{\gamma p} = 1$ ; при  $\lambda = 0^\circ$   $K_{\lambda p} = 1$ ; при обработке твёрдым сплавом  $K_{rp} = 1$  и при  $\sigma_b = 600$  МПа для стали 45:

$$K_{mp} = K_2 \left( \frac{750}{\sigma_b} \right)^n = 1 \times (750/600)^1 = 1,25;$$

С учётом  $K_{mp} = 1,25$  рассчитываем окончательно экспериментально полученный коэффициент  $C_{Px \text{ эксп оконч}} = 322/1,25 = 257,4$ .

Тогда  $C_{Px \text{ эксп}} = C_{Px \text{ расч эксп}} = 257$ , при коэффициенте по справочнику  $C_{Px \text{ спр}} = 339$ .

Разница между экспериментальной величиной и справочной объясняется возможной разницей физико-механические характеристики стали 45 в лабораторной работе и полученных для справочника.

Относительная погрешность рассчитанной величины  $P_x$  по сравн. с действ.  $P_x$  дейст (%):

$$\Delta P_x = [(P_x \text{ действ} - P_x \text{ расч}) / P_x \text{ действ}] \times 100\%.$$

Расчёт силы  $P_x$  выполняем по формуле:  $P_x = 10C_p t^x s^y v^n K_p$ .

Таблица 4. Погрешность расчёта силы  $P_x$

№	t, м м	s, мм/об	Расчёт по эксп. показателям			Расчёт по показателям справочника			Эксп. величина $P_x$ по графику /действ
			Коэф.	$P_x$ , Н	$\Delta P_x$ , %	Коэф	$P_x$ , Н	$\Delta P_x$ , %	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2	0,52	$C_{P_x}=257.4$ $x_{P_x}=0.75$ $y_{P_x}=0,625$ $n_{P_x}=-0.4$ $K_p=1,25$	490	-0.1%	$C_{P_x}=300$ $x_{P_x}=1$ $y_{P_x}=0,5$ $n_{P_x}=-0,4$ $K_p=1,25$	736	+33.4%	490 / <b>490.5</b> )
2	2	0,07		140	-28.6%		270	+48%	140 / <b>196.2</b> )
3	4	0,13		346	-20%		737	+53%	346/ <b>436</b> )
4	0,5	0,13		73	-34%		92	+20.6%	73 / <b>54.5</b> )

Вывод из табл. 4:

1. Полученные нами величины показателей степеней и коэффициент дают более правильный результат.
2. Наибольшая погрешность проявляется при малой подаче и глубины резания (-34%), из-за неточности измерения ;
3. Расчёт составляющей  $P_x$  имеет бóльшую погрешность по сравнению с расчётами составляющей  $P_z$ .

### Лабораторная работа № 3. Исследование процессов резания в условиях наростообразования

(Влияние скорости резания на силу резания и шероховатость обработанной поверхности) 11.10.24

Цель работы – определение влияния температуры резания через скорость резания на составляющие силы резания, усадку стружки и шероховатость обработанной поверхности.

При увеличении скорости резания более 2 м/мин материал стружки становится более пластичным, горячим, а его чистая прирезцовая поверхность способствует адгезии (прилипанию) к поверхности режущего инструмента. Большая пластическая деформация в прирезцовой зоне приводит к наклёпу, т.е. увеличению твёрдости прилипшего материала стружки, в результате чего этот прилипший объём металла может резать исходный материал. Образовавшаяся структура называется **наростом** (рис. 3,1). Увеличение фактического (действительного) переднего угла  $\gamma_f$  приводит к уменьшению степени пластической деформации в зоне первичной пластической деформации, поэтому рост температуры с увеличением скорости резания происходит не так интенсивно. Из-за уменьшения степени пластической деформации в зоне первичной пластической деформации сила резания уменьшается.

Однако прочность нароста недостаточна для длительного резания. При разрушении нароста одна его часть внедряется в обработанную поверхность, а другая уносится со стружкой (рис. 3,2). Силы сцепления нароста с передней поверхностью достаточно большие и поэтому часто наблюдается **разрушение твердосплавных инструментов**, имеющих пониженное сопротивление на разрыв. По этой причине **твердые сплавы** рекомендуется использовать только на тех режимах резания, когда **нарост отсутствует**.

Характерным признаком наростообразования является **высокая шероховатость** ( $R_z$ ,  $R_a$ ) обработанной поверхности, вызванная **внедрившимися частицами разрушенного нароста**. Нарост предохраняет заднюю поверхность инструмента от контакта с обработанной поверхностью, однако **полностью освободить ее от износа не может** из-за периодических срывов.

Ряд таких материалов, как медь и ее сплавы, титановые сплавы, высоколегированные стали с большим содержанием хрома и никеля, закаленные стали и белый чугун практически

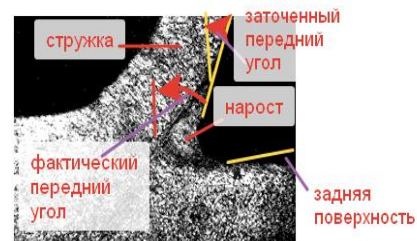
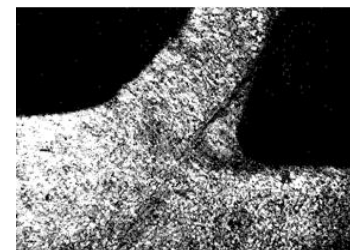


Рис. 3,1. Микрофотографии нароста



Рис. 3,2. Схема разрушения нароста

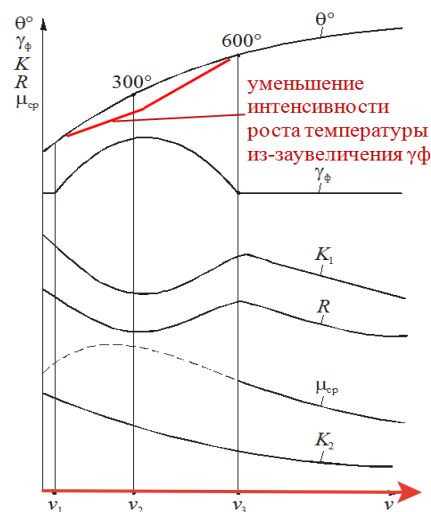


Рис. 3,3. Графики изменения температуры резания  $\Theta$ , усадки стружки  $K_1$  ( $K_l$ ), фактического (действительного) переднего угла  $\gamma_f$ , силы резания  $R$  и среднего коэффициента трения  $\mu_{cp}$ .  $K_2$  – график изменения усадки стружки при обработке материала, не образующего нарост

не образуют нарост. **Размеры нароста тем больше, чем пластичнее металл и чем меньше его прочность и твердость.**

С **ростом скорости резания** в диапазоне  $v_1...v_2$  **температура резания  $\Theta$  растет**, что вызывает **увеличение высоты нароста  $H$** , и, следовательно, и **фактического переднего угла  $\gamma_{\phi}$**  (рис. 3,3).

В диапазоне **скоростей резания  $v_2...v_3$**  с ростом скорости резания и, следовательно, увеличения температуры резания **нарост становится менее прочным** и его **высота уменьшается** до полного исчезновения при температуре резания  $\Theta = 600^{\circ}\text{C}$  (происходит отпуск).

Изменение фактического переднего угла  $\gamma_{\phi}$  с образованием нароста определяет характер **изменения усадки стружки** и соответственно **степени ее деформации** - кривая  $K_1$ .

На кривой  $K_2$  показано изменение усадки стружки для **металлов, не образующих нарост**, что определяет и характер изменения силы резания.

Резание в области отсутствия нароста, то есть на **повышенных скоростях  $v > v_3$**  сопровождается уменьшением среднего коэффициента трения  $\mu_{\text{ср}}$  из-за **увеличения удельного нормального напряжения  $\sigma$** . В свою очередь это вызывает **уменьшение угла действия  $\omega$**  и **увеличение угла наклона условной плоскости сдвига  $\Phi$** . В результате происходит снижение усадки стружки  $K_1$  и силы резания  $R$ .

Увеличение скорости резания вызывает также **увеличение скорости деформации  $\dot{\epsilon}$**  в области стружкообразования, что приводит к **уменьшению пластичности** обрабатываемого материала и **уменьшению области** стружкообразования. Это приводит к **увеличению угла наклона условной плоскости сдвига  $\Phi$**  и **уменьшению силы резания  $R$** .

Усадка определяется весовым способом с использованием выражения:

$$\zeta_i = (10^3/g \times s \times t) \cdot (G_{\text{сгр}} / l_{\text{сгр}}) \quad (10)$$

где:  $G_{\text{сгр}}$  - вес стружки (г);  $l_{\text{сгр}}$  - длина стружки (мм);  $g$  - удельный вес материала стружки ( $\text{г}/\text{см}^3$ ),  $g = 7,8 \text{ г}/\text{см}^3$ ;  $s$  - подача (мм/об);  $t$  - глубина резания (мм).

Длина стружки определяется тонкой медной проволокой, которую прикладывают к прирезцовой поверхности стружки. Вес стружки определяется взвешиванием на аналитических весах. Измеренные величины  $G_{\text{сгр}}$ ,  $l_{\text{сгр}}$  заносятся в таблицу 4.

Усадку стружки можно определить по толщине стружки:

$$K_a = a_1/a, \quad (11)$$

где:  $a_1$  - толщина стружки (мм), измеряется индикатором на стойке;  $a$  - толщина среза (мм),  $a = s \times \sin \phi$ .

Тарировочные коэффициенты:  $K_{Pz} = 10 \text{ (Н}/\mu\text{А)}$ ;  $K_{Py} = 13,9 \text{ (Н}/\mu\text{А)}$ ;  $K_{Px} \approx 10,9 \text{ (Н}/\mu\text{А)}$ .

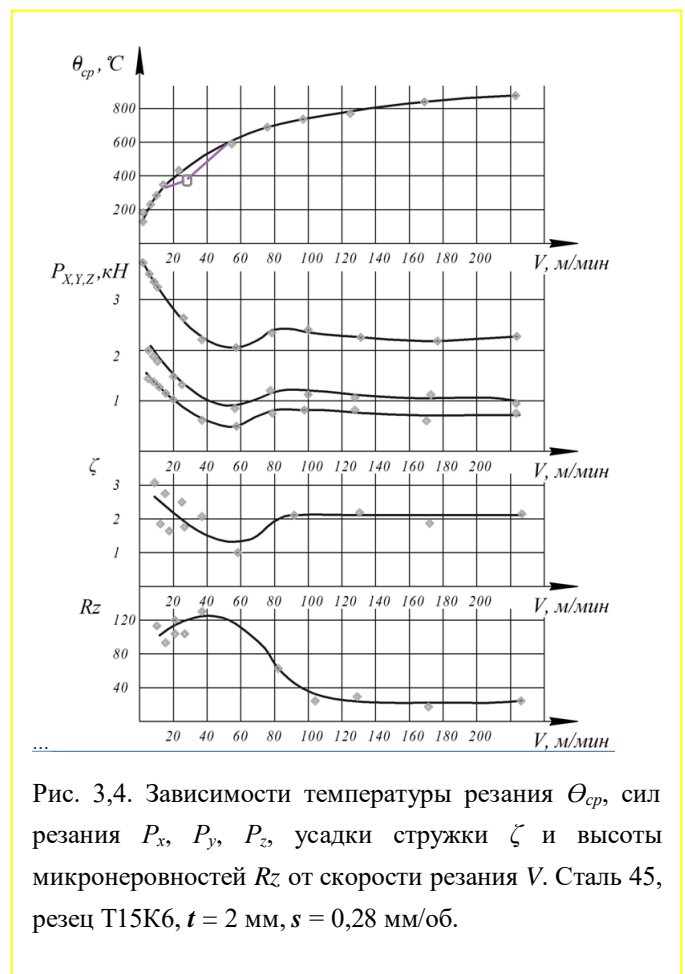


Рис. 3,4. Зависимости температуры резания  $\Theta_{\text{ср}}$ , сил резания  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$ , усадки стружки  $\zeta$  и высоты микронеровностей  $Rz$  от скорости резания  $V$ . Сталь 45, резец Т15К6,  $t = 2 \text{ мм}$ ,  $s = 0,28 \text{ мм}/\text{об}$ .

Таблица 3.1. Экспериментальное определение составляющих силы резания при изменении скорости резания

n	V	P <sub>z</sub>		P <sub>y</sub>		P <sub>x</sub>		Θ		G <sub>сmp</sub>	l <sub>сmp</sub>	l	ζ	a	a <sub>l</sub>	K <sub>a</sub>	R <sub>z</sub>
		μA	Н	μA	Н	μA	Н	μA	°C								
12,5	3	190	1900	110	1529	80	872	7	140	---	---	---	---	0,18	1,04	5,78	60
25	6	110	1100	62	861,8	60	654	10	200	---	---	---	---	0,18	0,8	4,4	62
40	9,6	100	1000	55	764,5	50	545	13	260	0,189	15	46	3,1	0,18	0,6	3,3	65
80	19,3	95	950	50	695	35	381,5	15	300	0,635	56	157	2,8	0,18	0,49	2,72	66
125	30,1	92	920	48	667,5	32	348,8	17	340	0,910	84	200	2,7	0,18	0,45	2,5	70
160	38,6	100	1000	57	792,3	45	490,5	29	580	1,030	93	254	2,73	0,18	0,5	2,7	65
250	60,3	110	1100	60	834	58	632,2	31	620 синяя стружка	1,10	72	271	3,77	0,18	0,6	3,3	45
315	76	105	1050	58	806,2	56	610,4	34	680	1,005	88	248	2,82	0,18	0,58	3,2	40
630	152	90	900	55	764,5	50	545	38	760	0,960	97	236	2,43	0,18	0,45	2,5	35
1250	301	85	850	38	528,2	32	348,8	43	860	0,650	74	161	2,17	0,18	0,33	1,8	30 (блестит)
1600	386	75	750	30	417	23	250,7	46	920	0,550	85	136	1,6	0,18	0,25	1,4	30 (блестит)

Примечание: материал заготовки: сталь 45; материал реза: Т15К6; геометрия реза: φ=45°; φ<sub>1</sub>= 45°, r=0.05 мм, γ=7°, α=10°, λ=0°. s = 0,26 мм/об, d = 76,8 мм, t = 2 мм; v = π×d×n/1000 (м/мин); K<sub>Θ</sub>= 20 (°C/мкА).  
 $a = s \times \sin \varphi = 0,26 \sin 45^\circ = 0,18 \text{ мм}; \zeta_i = (10^3/g \times s \times t) \cdot (G_{сmp} / l_{сmp}) = (10^3/7,8 \times 0,26 \times 2) \cdot (G_{сmp} / l_{сmp}) = 246,5 \times (G_{сmp} / l_{сmp})$

При измерениях средней температуры резания методом естественной термопары измеряется разность потенциалов (либо величина тока) между изолированным от корпуса станка резцом и деталью, потенциал с которой снимается через специальный токосъемник (рис. 3,6). Измерение температуры резания методом естественной термопары основано на том,

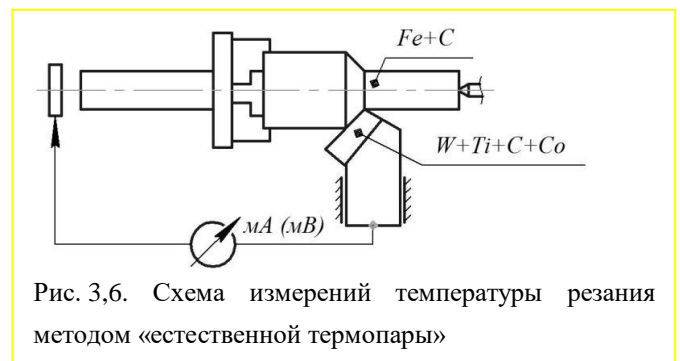


Рис. 3.6. Схема измерений температуры резания методом «естественной термопары»

что при нагревании находящихся в контакте различных материалов, между ними возникает разность потенциалов, пропорциональная температуре нагрева (термоэлектродвижущая сила – ТЭДС). При замыкании системы протекает ток (термоток), который измеряется с помощью микроамперметра (мкА) (рис. 2,7).

При измерениях температуры резания роль одного материала играет деталь, а второго – резец. Для определения соответствий между разностью потенциалов (термотоком) и температурой резания проводится тарировка естественной термопары. При тарировке образцы из обрабатываемого и инструментального материалов соединяются сваркой и помещаются в печь, в которой измеряется температура. При нагревании печи измеряются величина ТЭДС между образцами и температура печи, строится тарировочный график «ТЭДС – температура».

Тарировочный коэффициент для термопары Сталь 45-Т15К6 K<sub>Θ</sub>= 20 (°C/мкА). Этот коэффициент можно приблизительно рассчитать при предположении, что зависимость термотока от температуры линейная, начинается с 0°С, и при появлении синего цвета стружки температура соответствует 620°С. Т.к. при скорости резания v≈63 м/мин цвет стружки изменился с белого на синий и при этом Θ = 31 мкА, то K<sub>Θ</sub>= Θ / Θ<sub>μA</sub> = 620/31 = 20 (°C/мкА).

При построении графиков влияния скорости резания необходимо выдержать одинаковый масштаб оси абсцисс, где откладывается скорость резания v, т.е. строить графики друг под другом. Для лучшего отображения влияния нароста лучше строить две группы графиков: **первая группа** для узкого диапазона скоростей резания – **до 60-80 м/мин** (для демонстрации влияния **нароста**), а **вторая группа** – для широкого диапазона, от 0 до 350 м/мин, для демонстрации влияния **скорости деформации ε** на усадку и силы резания.



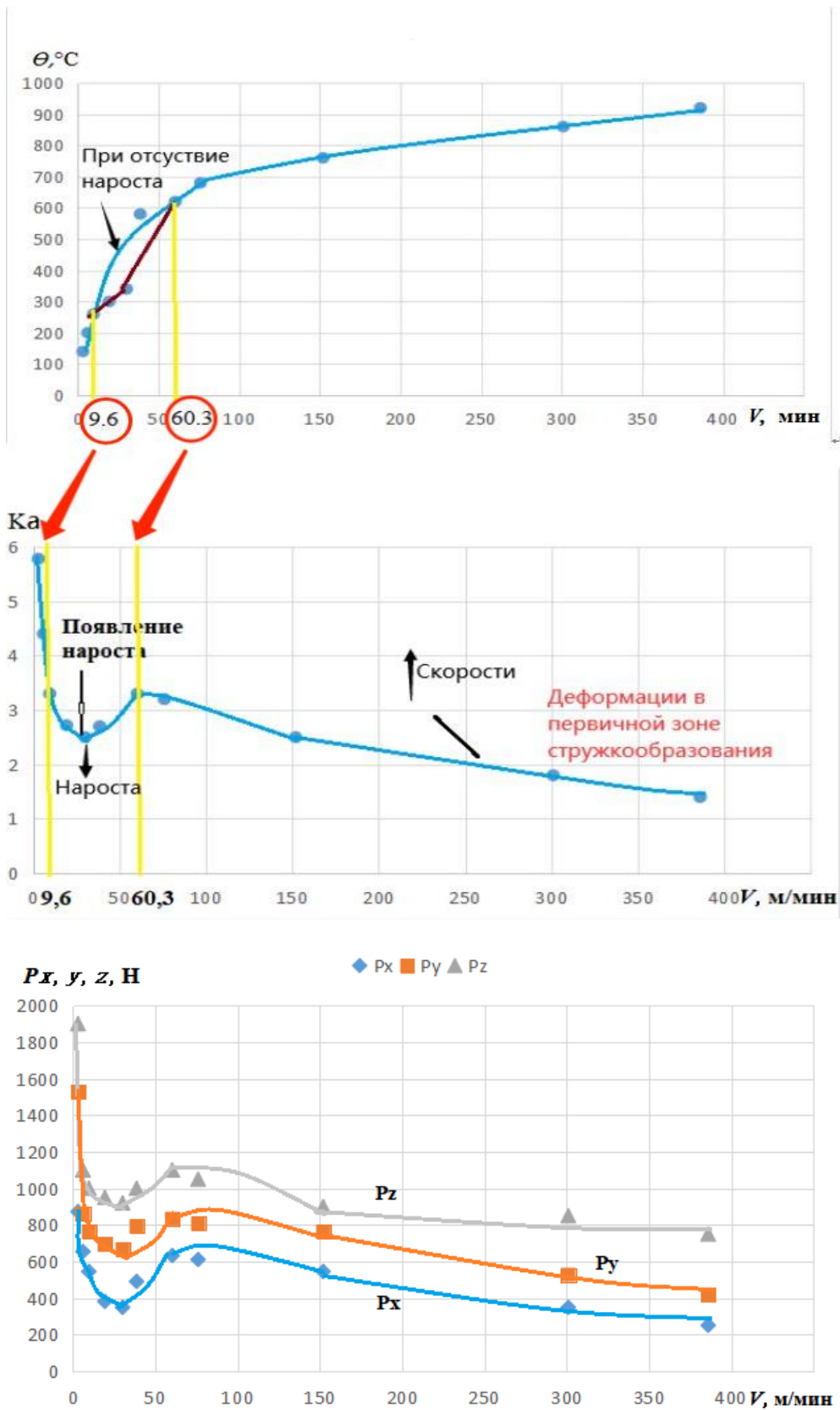


Рис. 3,5. Зависимости температуры резания  $\theta_{cp}$ , усадки стружки по толщине  $K_a$  и сил резания  $P_x, P_y, P_z$ , от скорости резания  $V$ . Сталь 45- T15K6,  $t = 2$  мм,  $s = 0,26$  мм/об.

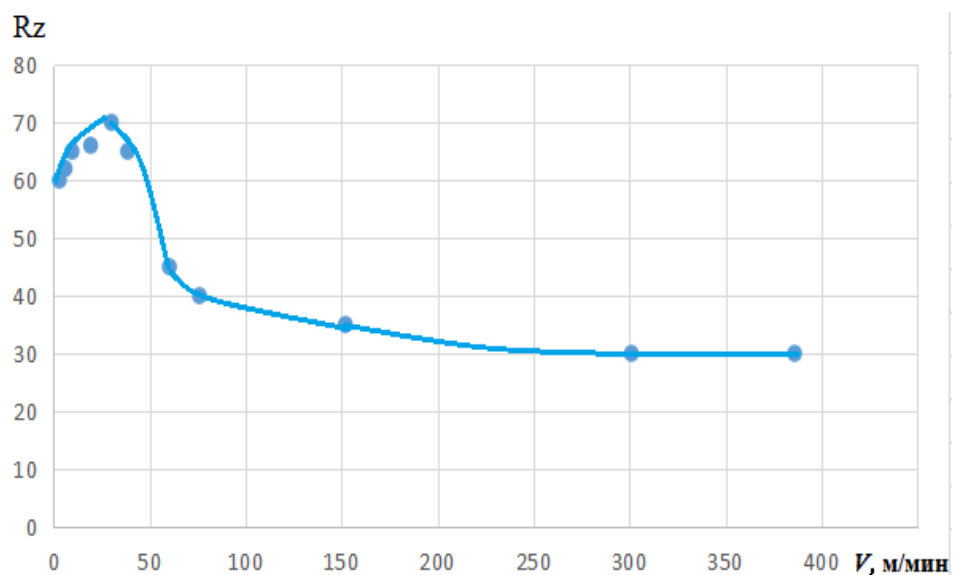
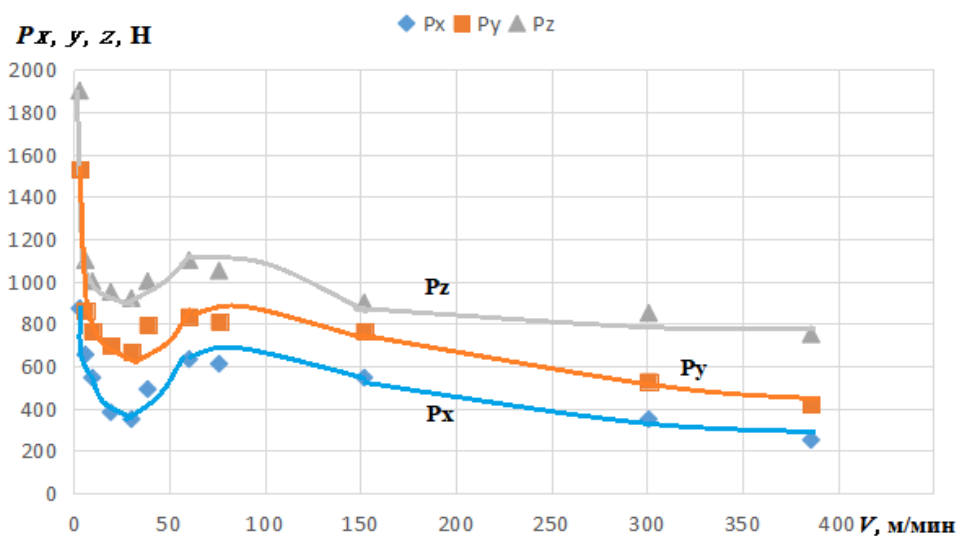
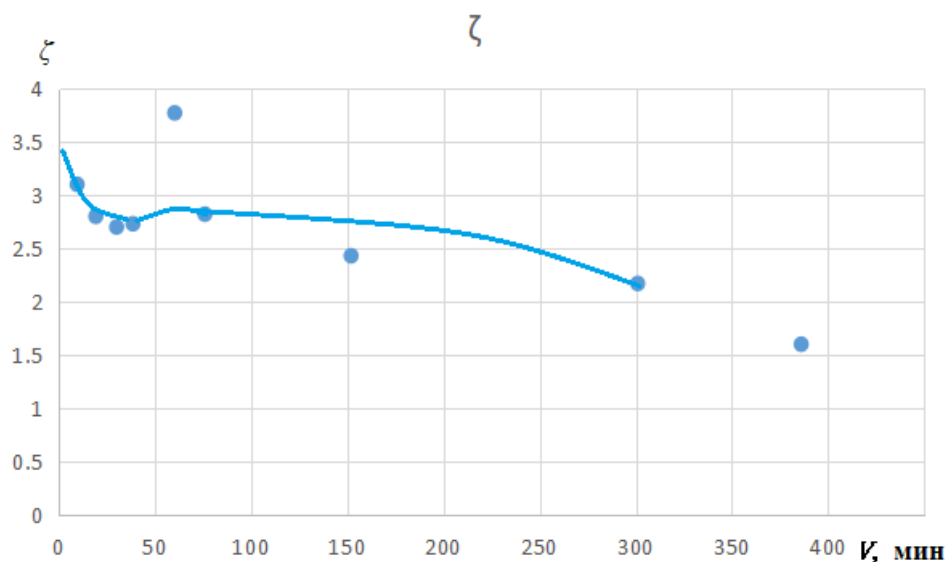


Рис. 3,5,2. Зависимости усадки стружки по длине  $\zeta$ , сил резания  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$ , и высоты микронеровностей  $R_z$  от скорости резания  $V$ . Сталь 45 - Т15К6,  $t = 2$  мм,  $s = 0,26$  мм/об.

## Выводы по проведённым лабораторным работам №2 и 3

1. Тарировка динамометра необходима для экспериментального определения тарировочных коэффициентов по трём каналам ( $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$ ), которые необходимы для расчёта составляющих силы резания по фиксируемой величине силы тока соответствующего канала. Ускоренное определение тарировочных коэффициентов ( $K_{Pz} = P_{z \max}/I_{Pz \max}$ ,  $K_{Py} = P_{y \max}/I_{Py \max}$ ,  $K_{Px} = P_{x \max}/I_{Px \max}$ ) **бесступенчатым** нагружением сразу до наибольшей величины силы тока по шкале микроамперметра соответствующего канала позволяет ускорить проверку коэффициентов перед началом экспериментов. Ступенчатая тарировка необходима при первой работе с динамометром и усилителем для проверки прямолинейности тарировочных графиков и выхода их в нуль.

2. Тарировочные коэффициенты могут незначительно изменяться по времени из-за несовершенства усилителя и проводимости проволочных тензодатчиков.

3. Применение современных динамометров, например, Kistler, позволяет использовать ускоренную тарировку только в начале работы с приборами. Запись в память компьютера изменений составляющих силы резания по времени, исследование быстропротекающих процессов существенно улучшает качество проведения экспериментов.

4. Высокая жёсткость динамометра необходима не только для повышения точности измерений, но и для предотвращения вибрации при больших нагрузках и высокой скорости резания, когда частота вынужденных колебаний начинает совпадать с частотой собственных колебаний динамометра и системы СПИД (станок-приспособление-инструмент-деталь).

5. Экспериментальные исследования влияния скорости подачи, глубины резания и скорости резания на составляющие силы резания, среднюю температуру резания, усадку стружки и шероховатость обработанной поверхности подтвердили правильность теоретических разработок в этих областях. Были получены все необходимые графики, рассчитаны коэффициенты и показатели степеней в формулах составляющих силы резания, получены изменения удельных сил и мощности резания, которые могут быть использованы в будущей профессиональной деятельности. Было определено соответствие коэффициентов и показателей степеней в справочнике экспериментально полученным в лабораторной работе.

6. Образование нароста в основном зависит от температуры резания и обрабатываемого материала. При обработке стали 45 при температуре  $\theta_{cp} \approx 300^\circ\text{C}$  нарост достигает максимальной величины, а при  $\theta_{cp} > 600^\circ\text{C}$  он практически исчезает.

7. Если необходимо получить высокое качество обработанной поверхности, то необходимо полностью избавиться от нароста. При использовании твердосплавного инструмента необходимо выбрать наибольшую, но рациональную скорость резания, чтобы температура резания превышала  $600^\circ\text{C}$ . Этому способствует стремление увеличить производительность обработки и рациональная стойкость СМП, которая обычно составляет 10-15 минут.

8. При применении быстрорежущего инструмента, красностойкость которого составляет порядка  $550^\circ\text{C}$ , остается только увеличивать скорость настолько, чтобы явления наростообразования проявлялись незначительно, но не допускать отпуска режущей кромки режущего инструмента. Уменьшить нарост можно применением специальных видов смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС), а при высоких скоростях резания – смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ).

9. Уменьшение усадки стружки и силы резания при увеличении скорости резания более 100 м/мин связано с более существенным увеличением скорости деформации  $\dot{\epsilon}$  (мм/с) в области стружкообразования, что приводит к **уменьшению пластичности** обрабатываемого материала и **уменьшению области** стружкообразования. Это приводит к **увеличению угла наклона** условной плоскости сдвига  $\Phi$  и **уменьшению силы** резания  $R$ .

10. При скорости резания более 300 м/мин обработанная поверхность начинает блестеть и принимает лучший товарный вид, что связано с оплавлением вершин выступов.

Лабораторная работа № 4. 25.10.24

Измерение составляющих силы резания при разных передних углах резца при обработке стали

Табл. 1 – Влияние переднего угла $\gamma$ (°) и подачи $s$ (мм/об) на составляющие силы резания при постоянной условной глубине резания $t=1,99$ мм. Сталь 40Х-Т15К6, $\phi = 45^\circ$ , $r = 0,05$ мм, $t = 2$ мм														
$a$ , мм	$s$ , мм/об	Технологические средние силы при устан. резании при $t=1,99$ мм и $\gamma = +7^\circ$ , Н			Физические составляющие силы при устан. резании при $t=1,99$ мм $\gamma = +7^\circ$ , Н				Технологические силы (Н) при устан. резании при $t=1,99$ мм, $\gamma = +15^\circ$ , Н			Физические составляющие силы при устан. резании при $t=1,99$ мм $\gamma = +15^\circ$ , Н		
		$P_{xy, cp}$	$P_{z, cp}$	$\mu_{cp}$	$F$	$N$	$\mu_{cp}$		$P_{xy}$	$P_z$	$\mu_{cp}$	$F$	$N$	$\mu_{cp}$
0,05	0,07	286	443	0,646	338	405	0,83		223	433	0,516	327	360	0,909
0,078	0,11	396	619	0,640	469	566	0,83		309	577	0,536	448	477	0,939
0,163	0,23	742	1216	0,610	885	1117	0,79		635	1087	0,584	894	886	1,010
0,240	0,34	961	1735	0,554	1165	1606	0,73		864	1592	0,543	1247	1314	0,949
0,368	0,52	1144	2370	0,483	1425	2214	0,64		1078	2222	0,485	1616	1867	0,866
$a$ , мм	$s$ , мм/об	Технологические средние силы (Н) при устан. резании при $t=1,99$ мм, и $\gamma = +25^\circ$ , Н			Физические составляющие силы при устан. резании при $t=1,99$ мм и $\gamma = +25^\circ$ , Н				Технологические силы (Н) при устан. резании при $t=1,99$ мм, и $\gamma = +35^\circ$ , Н			Физические составляющие силы при устан. резании при $t=1,99$ мм и $\gamma = +35^\circ$ , Н		
		$P_{xy, cp}$	$P_{z, cp}$	$\mu_{cp}$	$F$	$N$	$\mu_{cp}$		$P_{xy}$	$P_z$	$\mu_{cp}$	$F$	$N$	$\mu_{cp}$
0,05	0,07	167	394	0,646	318	286	1.111		110	354	0.313	294	226	1.298
0,078	0,11	223	520	0,640	422	377	1.119		137	463	0.295	378	301	1.255
0,163	0,23	479	981	0,610	849	686	1.237		324	874	0.370	767	530	1.445
0,240	0,34	650	1414	0,554	1187	1007	1.179		436	1234	0.353	1065	761	1.400
0,368	0,52	817	1948	0,483	1564	1420	1.101		556	1674	0.332	1416	1059	1.346

## Исследование распределения контактных напряжений на передней поверхности реза методом разрезного реза при обработке стали

Для расчёта прочности режущих инструментов необходимо знать распределение контактных напряжений на передней поверхности и на фаске задней поверхности. Наиболее достоверный метод для исследования контактных явлений является метод разрезного (составного) реза [1].

Для применения этого метода использовался специальный динамометр конструкции В.А. Красильникова, имеющего два упругих измерительных элемента *1* и *2*, что позволяет контролировать постоянство общих технологических составляющих  $P_z$  и  $P_y$  силы резания, независимо от того, какой длины  $x_{Bi}$  участок стружки находится в контакте с основной измерительной пластиной *B* (рис. 1).

Этим этот динамометр отличается в лучшую сторону по сравнению с динамометрами, имеющих только один пояс упругих измерительных элементов *1*. Если при выполнении одной серии экспериментов (т.е. при постоянных режимах резания и геометрии пластин) общие технологические составляющие  $P_z$  и  $P_y$  изменяются, то эти данные не учитывались из-за возможного изменения условий контакта на передней поверхности инструмента.

Пластины изготавливались с различным расстоянием  $x_{Ai}$  от режущей кромки до поверхностей разделения пластин. При изготовлении пластин наибольшее расстояние  $x_{Ai} = x_{Ai \max}$  выполнялось равной длине контакта стружки с передней поверхностью реза  $c$  (мм) при используемом обрабатываемом материале и выбранных режимах резания: подаче  $s$  (мм/об) и скорости резания  $v$  (м/мин). Ширина среза  $b$  (мм) принималась равной ширине диска  $b_d$  (мм) в связи с малым её уширением при резании. Эксперименты выполнялись при свободном прямоугольном резании, т.е. при точении периферии диска с радиальной подачей, поэтому толщина среза  $a = s$  (мм).

При изменении участка контакта режущей кромки с диском, т.е. при периодическом перемещении реза вдоль оси вращения диска, изменялось расстояние  $x_{Ai}$  (рис. 2), но сумма длины контакта стружки с передней поверхностью пластины *A*  $x_{Ai}$  и пластины *B*  $x_{Bi}$  оставалась неизменной:  $x_{Ai} + x_{Bi} = c$ .

Сначала выполняется резание на нулевом участке ( $i = 0$ ), т.е. где  $x_{Ai} = c$ , а  $x_{Bi} = 0$  мм. В этом случае имеется контакт стружки только с пластиной *A*, поэтому на пластине *B* тангенциальная  $P_{zB i=0}$  и радиальная  $P_{yB i=0}$  составляющие силы резания равны нулю (см. рис. 1). На пластине *A* силы равны технологическим составляющим  $P_{zA i=0} = P_z$  и радиальная  $P_{yB i=0} = P_y$ . Эти силы

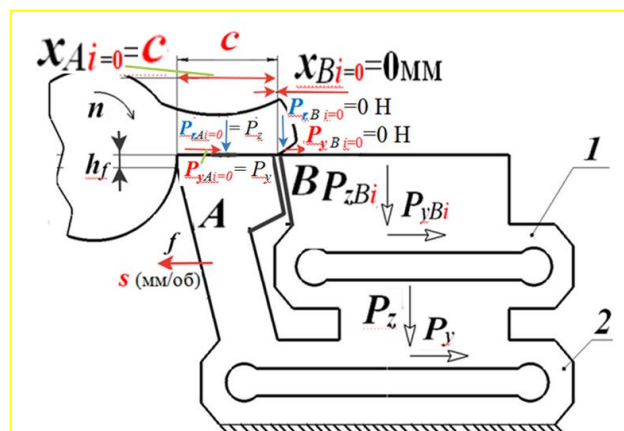


Рис. 1. Положение пластин *A* и *B* разрезного реза, закреплённых на упругих измерительных элементах *1* и *2* специального токарного динамометра конструкции В.А. Красильникова [1] при контакте стружки только с пластиной *A*.

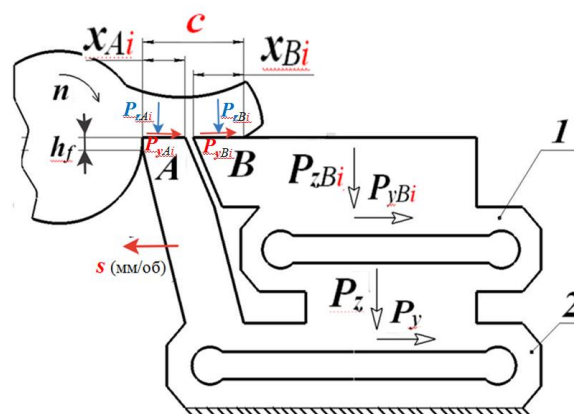


Рис. 2. Положение пластин *A* и *B* разрезного реза при контакте стружки с основной измерительной пластиной *B* на участке длиной  $x_{Bi}$  и шириной  $b$ .

измеряются с помощью тензодатчиков, наклеенных на поверхности удлинённых восьмигранных колец, по упругой деформации упругих измерительных элементов 2 нижнего пояса упругих элементов. Эти величины сил принимаются как эталонные и в последующем они должны быть неизменными:  $P_z = \text{const}$  и  $P_y = \text{const}$ , что будет говорить о неизменности процессов в зоне стружкообразования и на передней поверхности резца.

Т.к. пластина  $B$  стоит на верхнем поясе упругих элементов  $I$ , то силы, действующие на неё, будут передаваться на нижний пояс упругих элементов.

Таким образом,  $P_z = P_{zAi} + P_{zBi}$ ,  $P_y = P_{yAi} + P_{yBi}$ . Силы на пластине  $A$  нам определять не требуется, нам необходимо, чтобы  $P_z = \text{const}$  и  $P_y = \text{const}$  в рассматриваемой серии экспериментов.

Затем резание выполняется на следующем участке 1. От режущей кромки до поверхности раздела пластин расстояние  $x_{Ai} = c - \Delta x_i = c - x_{Bi}$ . Чем меньше величина  $\Delta x_i =$ , тем точнее будет определено распределение контактных напряжений, но тем больше должно быть количество участков:  $i = c/\Delta x_i$ , поэтому принимается  $\Delta x_i = 0,1-0,2$  мм. При переднем угле  $\gamma = 0^\circ$  нормальная сила на передней поверхности  $N = P_z$ , а касательная сила  $F = P_y$ .

Расчёт физических составляющих силы резания  $N$  и  $F$  по технологическим составляющим  $P_z$  и  $P_y$  при переднем угле  $\gamma \neq 0^\circ$  выполняем по формулам, которые получаем из суммы векторов (рис. 3):

$$\vec{P}_z = \vec{N}_{Pz} + \vec{F}_{Pz}; \quad \vec{P}_{xy} = \vec{F}_{Py} + \vec{N}_{Py}.$$

Из этих формул при  $\gamma > 0^\circ$  получаем два уравнения (1) и (2) для расчёта физических сил резания:

$$N = N_{Pz} - N_{Py} = P_z \times \cos \gamma - P_{xy} \times \sin \gamma; \quad (1)$$

$$F = F_{Py} + F_{Pz} = P_y \times \cos \gamma + P_z \times \sin \gamma. \quad (2)$$

В уравнении (1) второе слагаемое со знаком **минус** ( $-N_{Py}$ ), т.к. эта составляющая направлена в **обратном** направлении по сравнению с направлением  $N_{Pz}$ . Это создаёт парадоксальную ситуацию: при увеличении переднего угла  $\gamma$  с увеличением технологической силы  $P_y$  нормальная физическая сила  $N$  в уравнении (1) уменьшается, что при очень больших передних углах (более  $25^\circ$ ) может приводит к нулевой нормальной силе, когда вторая часть формулы (1) становится равной первой части, т.е. коэффициент трения увеличивается с увеличением переднего угла  $\gamma$ .

При **отрицательной** величине переднего угла  $\gamma$  и **несвободном** резании используются уравнения, полученные из рис. 4:

$$N = N_{Pz} + N_{Pxy} = P_z \times \cos \gamma + P_{xy} \times \sin \gamma; \quad (3)$$

$$F = F_{Pxy} - F_{Pz} = P_{xy} \times \cos \gamma - P_z \times \sin \gamma. \quad (4)$$

Удельное контактное давление на участке  $I$  пластины  $B$  рассчитывается как отношение **приращения сил** на этом участке к **приращению площади** контакта стружки на этом участке:

$$q_{N1} = (N_1 - N_0)/(\Delta x_i \times b), \text{ а в общем виде}$$

$$q_{Ni} = (N_i - N_{i-1})/(\Delta x_i \times b) \text{ (МПа);}$$

$$q_{F1} = (F_1 - F_0)/(\Delta x_i \times b),$$

$$\text{а в общем виде } q_{Fi} = (F_i - F_{i-1})/(\Delta x_i \times b) \text{ (МПа).}$$

$$\text{При } \Delta x_i \rightarrow 0: q_{Ni} \approx \sigma_i \text{ (МПа), } q_{Fi} \approx \tau_i \text{ (МПа).}$$

При проведении экспериментов методом разрезного резца были получены данные сил на передней поверхности пластины  $B$  (табл. 1).

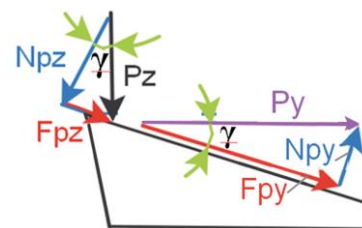


Рис. 3. Составляющие силы резания на передней поверхности в главной секущей плоскости при положительном переднем угле  $\gamma$

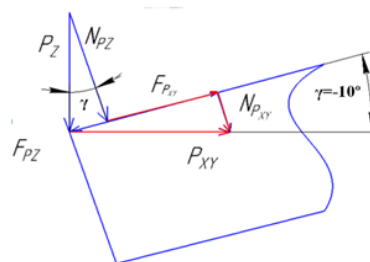


Рис. 4. Составляющие силы резания на передней поверхности в главной секущей плоскости при положительном переднем угле  $\gamma$  и несвободном резании.

Таблица 1 – Результаты измерения сил на передней поверхности пластины **B** разрезного резца и расчёта контактных напряжений.

Сталь 40X – T15K6,  $\gamma = +7^\circ$ ;  $v = 120$  м/мин;  $a = s = 0,368$  мм;  $b = 4$  мм;  $c = 1,844$  мм;  $c_1 = 0,922$  мм;

$P_{y \text{ эксп}} = 1623$  Н;  $P_{z \text{ эксп}} = 3061$  Н;  $F_{\text{эксп}} = 1425$  Н;  $N_{\text{эксп}} = 2214$  Н

№ участка	Расстояние от реж. кр. до пов. раздела пластин $x_{Ai}$ , мм	Приращение длины контакта на пластине <b>B</b> $\Delta x_{ci}$ , мм	От реж. кромки до середины рассм. участка $x_{Aicp}$ , мм	Техн. сила на $i$ -том участке $P_{yVi}$ , Н, при $\gamma = +7^\circ$	Приращение силы $P_{yV}$ на $i$ -том участке, т.е. $\Delta P_{yVi}$ , Н	Касательная сила на $i$ -том участке пластины <b>B</b> $F_{Vi}$ , Н $\gamma = +7^\circ$	Удельная касательная сила на $i$ -том участке пластины <b>B</b> $q_{Fi} = \Delta F_{Vi} / (\Delta x_{ci} \times b)$ , МПа	Технологическая составляющая сила на $i$ -том участке $P_{zVi}$ , Н $\gamma = +7^\circ$	Приращение силы $P_{zV}$ на $i$ -том участке, т.е. $\Delta P_{zVi}$ , Н	Нормальная сила на $i$ -том участке пластины <b>B</b> $N_{Vi}$ , Н	Удельная нормальная сила на $i$ -том участке пластины <b>B</b> $q_{Ni} = \Delta N_{Vi} / (\Delta x_{ci} \times b)$ , МПа
<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>
0	1,844	0	1,9	0	0	0	0	0	0	0	
1	1,6	0,244	1,722	95	95	104	106,6	80	80	66,67	68,31
2	1,3	0,3	1,45	362	267	279	233	200	120	160	133
3	1,0	0,3	1,15	629	267	289	241	447	247	212	177
4	0,9	0,1	0,95	747	118	129	323	547	100	85	212
5	0,8	0,1	0,85	869	122	133	333	647	100	84	210
6	0,7	0,1	0,75	991	123	137	343	781	134	118	294
7	0,6	0,1	0,65	1114	123	148	372	996	215	198	496
8	0,5	0,1	0,55	1232	118	152	381	1296	300	283	708
9	0,4	0,1	0,45	1347	115	157	393	1667	371	354	885
10	0,3	0,1	0,25	1460	113	162	406	2099	432	415	1037
11	0,2	0,1	0,15	1571	111	161	404	2541	442	425	1062
12	0,1	0,1	0,05	1677	106	156	392	3041	500	483	1207
				$P_{y \text{ эксп}} = 1623$ Н				$P_{z \text{ эксп}} = 3061$ Н			

В колонке 2 (см. табл. 1) указано расстояние от режущей кромки до поверхности раздела пластин  $A$  и  $B$ , в колонке 3 указано приращение расстояния от режущей кромки до поверхности раздела пластин  $A$  и  $B$  ( $\Delta x_{ci} = x_{Ai} - x_{Ai-1}$ , мм), т.е. приращение длины контакта стружки с передней поверхностью пластины  $B$ . В колонке 4 указано расстояние от режущей кромки до середины длины контакта стружки с передней поверхностью пластины  $B$ .

В колонке 4 указано расстояние от режущей кромки до середины длины контакта стружки с передней поверхностью пластины  $B$ . от режущей кромки до поверхности раздела пластин  $A$  и  $B$ .

В колонке 5 указана величина силы  $P_y$  на  $i$ -том участке пластины  $B$ , т.е.  $P_{yBi}$ .

В колонке 6 указано приращение величины силы  $P_y$  на рассматриваемом  $i$ -том участке пластины  $B$  по сравнению с силой на предыдущем ( $i-1$ ) участке:

$$\Delta P_{yBi} = P_{yBi} - \Delta P_{yBi-1} \text{ (Н)}.$$

В колонке 7 указана величина касательной силы  $F$  на рассматриваемом  $i$ -том участке пластины  $B$ . При переднем угле  $\gamma = +7^\circ$  (см. рис. 3 и уравнение 2):

$$\begin{aligned} F_{Bi} &= F_{Pyi} + F_{Pzi} = \Delta P_{yi} \times \cos \gamma + \Delta P_{zi} \times \sin \gamma = \Delta P_{yi} \times \cos 7^\circ + \Delta P_{zi} \times \sin 7^\circ = \\ &= \Delta P_{yi} \times 0,992 + \Delta P_{zi} \times 0,122. \end{aligned}$$

В колонке 8 указана величина удельной касательной силы  $F$  на рассматриваемом  $i$ -том участке пластины  $B$ , которая при малой величине приращения длины контакта стружки ( $\Delta x_{ci} \rightarrow 0$  мм) приближается к касательному контактному напряжению на  $i$ -том участке пластины  $B$ :  $q_{Fi} = F_{Bi} / (\Delta x_{ci} \times b) \approx \tau_i$  (МПа).

В колонке 9 указана величина силы  $P_z$  на  $i$ -том участке пластины  $B$ , т.е.  $P_{zBi}$ .

В колонке 10 указано приращение величины силы  $P_z$  на рассматриваемом  $i$ -том участке пластины  $B$  по сравнению с силой на предыдущем ( $i-1$ ) участке:

$$\Delta P_{zBi} = P_{zBi} - \Delta P_{zBi-1}.$$

В колонке 11 указана величина нормальной силы  $N$  на рассматриваемом  $i$ -том участке пластины  $B$ . При переднем угле  $\gamma = +7^\circ$  (см. рис. 3 и уравнение 1):

$$\begin{aligned} N_{Bi} &= N_{PzBi} - N_{PyBi} = \Delta P_{zBi} \times \cos \gamma - \Delta P_{yBi} \times \sin \gamma = \Delta P_{zBi} \times \cos 7^\circ - \Delta P_{yBi} \times \sin 7^\circ = \\ &= \Delta P_{zBi} \times 0,992 - \Delta P_{yBi} \times 0,122. \end{aligned}$$

В колонке 12 указана величина удельной нормальной силы  $N$  на рассматриваемом  $i$ -том участке пластины  $B$ , которая при малой величине приращения длины контакта стружки ( $\Delta x_{ci} \rightarrow 0$  мм) приближается к нормальному контактному напряжению на  $i$ -том участке пластины  $B$ :  $q_{Ni} = N_{Bi} / (\Delta x_{ci} \times b) \approx \sigma_i$  (МПа).

Пример расчёта величины физических составляющих силы резания (касательной  $F$  и нормальной  $N$ ) на разных участках пластины  $B$  при величине  $\gamma = +7^\circ$ :

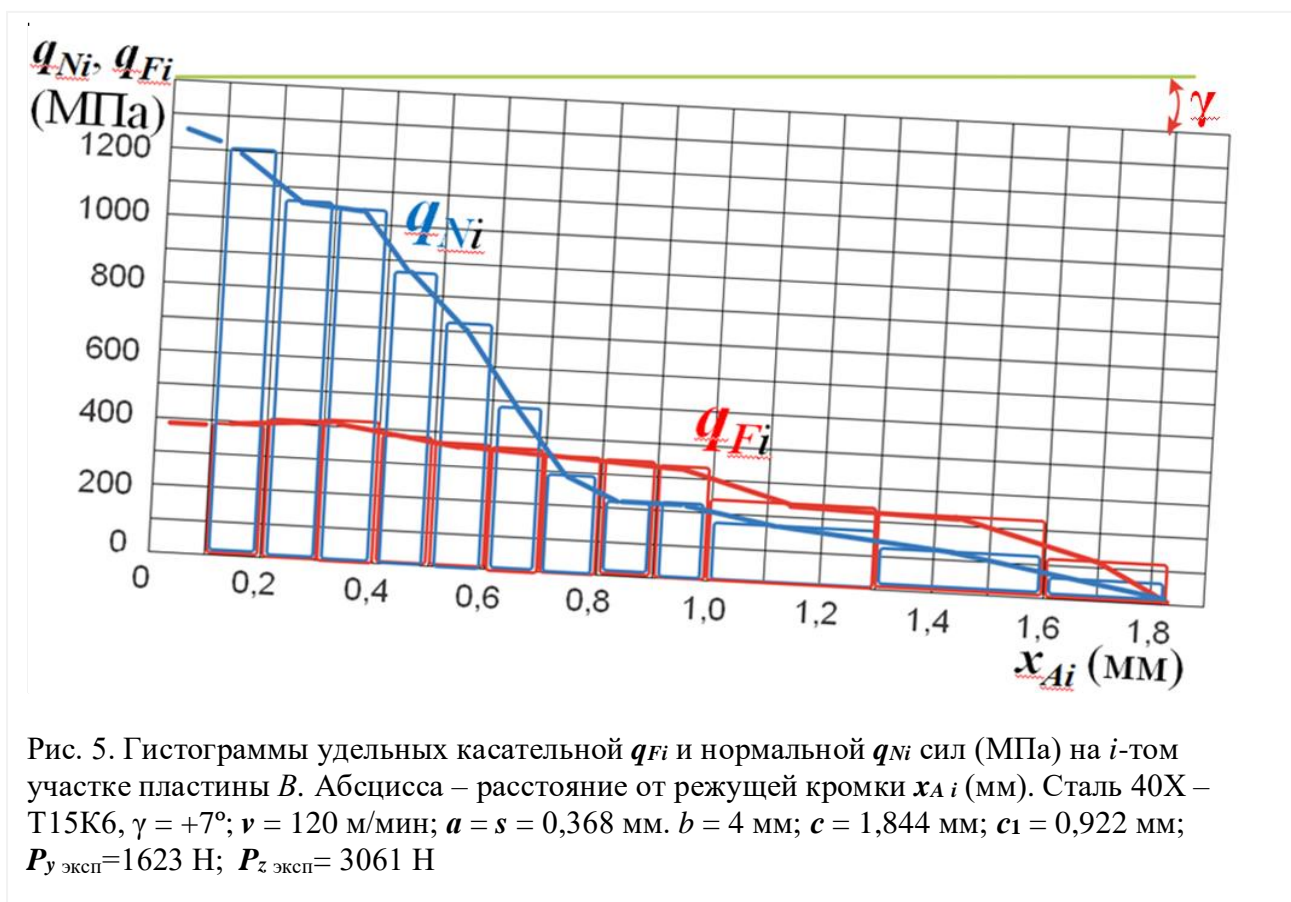
$$\begin{aligned} F &= F_{Pxy} + F_{Pz} = P_{xy} \times \cos \gamma + P_z \times \sin \gamma = P_{xy} \times \cos 7^\circ + P_z \times \sin 7^\circ = \\ &= P_{xy} \times 0,992 + P_z \times 0,122; = 37,696 + 8,906 = 46,602 \text{ Н (участок 1);} \\ &= 31,744 + 13,42 = 45,164 \text{ Н (участок 2);} \\ &= 144,832 + 51,484 = 196,316 \text{ Н (участок 11);} \end{aligned}$$

Аналогично рассчитывается и нормальная сила  $N$  на разных участках пластины  $B$  при величине  $\gamma = +7^\circ$ :

$$\begin{aligned} N &= P_z \times \cos 7^\circ - P_{xy} \times \sin 7^\circ = P_z \times 0,992 - P_{xy} \times 0,122 = 72,416 - 4,636 = 67,78 \text{ Н (участок 1);} \\ N &= P_z \times 0,992 - P_{xy} \times 0,122 = 418,6 - 17,812 = 400,81 \text{ Н (участок 11);} \end{aligned}$$



По результатам расчёта в столбцах 8 и 12 таблицы 1 строится ступенчатая диаграмма (гистограмма) распределения удельных касательных  $q_{Fi}$  и нормальных  $q_{Ni}$  сил (МПа) на каждом  $i$ -том участке пластины  $B$  (рис. 5).



Построение ступенчатых диаграмм (гистограмм) распределения удельных контактных нормальных  $q_{Ni}$  и касательных  $q_{Fi}$  нагрузок (Н/мм<sup>2</sup>, или МПа, принимая во внимание что 1 Н/мм<sup>2</sup>= 1 МПа), выполняется из расчёта сил  $N$  и  $F$ , приходящихся на один квадратный миллиметр площади передней поверхности контакта стружки с передней поверхностью (рис. 1). При этом  $q_{Ni} = \Delta N_i / (\Delta x_{ci} \cdot b)$ ,  $q_{Fi} = \Delta F_i / (\Delta x_{ci} \cdot b)$ , где  $\Delta N_i$  и  $\Delta F_i$  – изменение нормальных и касательных сил (приращение сил) (Н) на участке длиной  $\Delta x_{ci}$  (мм) на пластине  $B$ ,  $b$  – ширина контакта стружки с передней поверхностью (мм).

Чем меньше приращение длины контакта стружки с поверхностью основной измерительной пластины  $B$  разрезного резца  $\Delta x_{ci}$  (мм), тем выше точность формы графиков (эпюр) нормальные  $\sigma$  и касательные  $\tau$  контактные напряжения.

Графики этих контактных напряжений получаются проведением линий через середины ступеней соответствующей гистограммы (рис. 5).

Анализ гистограмм и полученных графиков  $\sigma$  и  $\tau$  показывает, что эпюру касательных  $\tau$  контактных напряжений можно немного упростить, принимая, что на длине  $c_1 = 0,5 \cdot c$  от режущей кромки график  $\tau$  проходит параллельно передней поверхности резца, т.е.  $\tau_{\max} = \tau_{\text{const}}$  (см. рис. 6).

При дальнейшем отдалении от режущей кромки график  $\tau$  прямо пропорционально уменьшается до нуля в точке отрыва стружки от передней поверхности, т.е. при  $x = c$ .

Такая форма графика  $\tau$  позволяет использовать формулу  $\tau_{\text{const}} = \tau_{\max} = F / (0,75 \cdot c \cdot b)$  для расчёта величины касательных контактных напряжений на первой половине контакта стружки с передней поверхностью режущего инструмента.

Форма графика нормальных  $\sigma$  контактных напряжений более сложная (см. рис. 5 и 6), и требуется тщательный анализ для его построения.

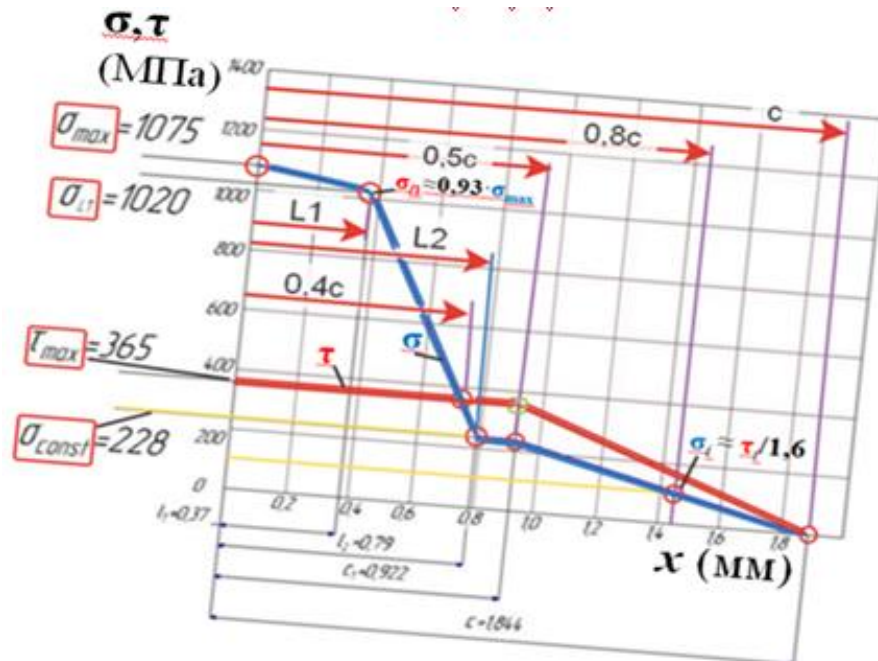


Рис. 6. Эпюры касательных  $\tau$  и нормальных  $\sigma$  контактных напряжений (МПа) на передней поверхности резца. Абсцисса – расстояние от режущей кромки вдоль передней поверхности резца в главной секущей плоскости  $x$  (мм). Сталь 40Х – Т15К6,  $\gamma = +7^\circ$ ;  $v = 120$  м/мин;  $a = s = 0,368$  мм.  $b = 4$  мм;  $c = 1,844$  мм;  $c_1 = 0,922$  мм;  $P_{y \text{ эксп}} = 1623$  Н;  $P_{z \text{ эксп}} = 3061$  Н;  $F_{\text{эксп}} = 2014$  Н;  $N_{\text{эксп}} = 2837$  Н.

При косоугольном несвободном резании (например, при точении, рис. 7) в главной секущей плоскости  $N-N$  (рис. 8) будут происходить похожие явления, поэтому можно использовать полученные результаты по исследованию распределения контактных напряжений и для любого случая обработки лезвийным инструментом.

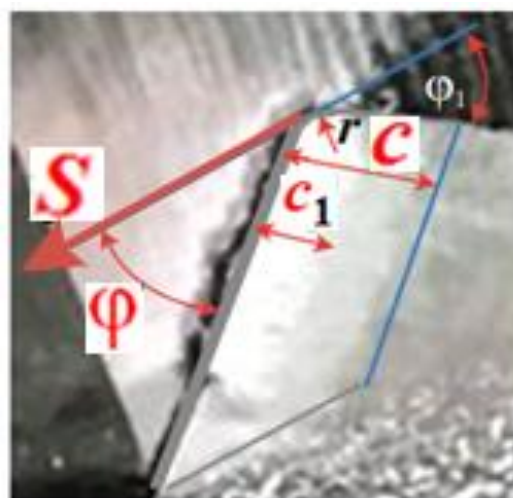


Рис. 7. Длина контакта стружки с передней поверхностью  $c$  и длина пластического контакта стружки с передней поверхностью  $c_1$

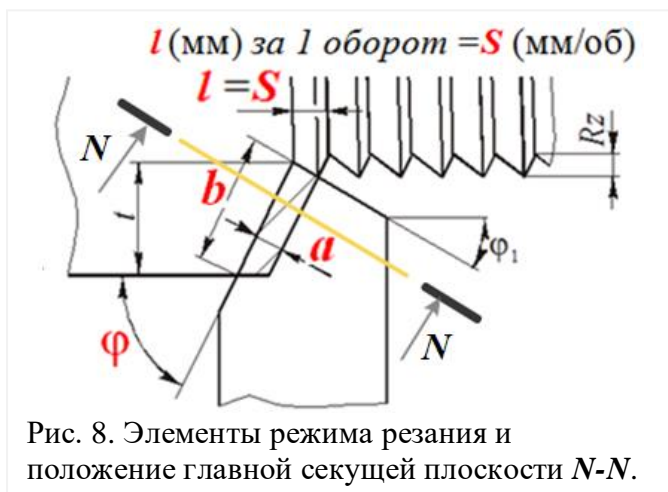


Рис. 8. Элементы режима резания и положение главной секущей плоскости  $N-N$ .

**Влияние износа на удельные силы резания при моделировании износа резца по задней поверхности при обработке стали**

Для исследования влияния износа на составляющие силы резания на главной задней поверхности режущей пластины затачивалась фаска длиной  $h_3 = 0,95$  мм, измеряемая перпендикулярно главной режущей кромке, с задним углом  $\alpha_h = 0^\circ$ , моделирующая износ по задней поверхности. Радиус округления режущей кромки  $\rho = 0,003$  мм соответствовал естественной заточке инструмента.

После переточки по резца по задней поверхности он устанавливался на динамометр и производилась настройка на прежнюю глубину резания, однако она может быть установлена с погрешностями, связанными с **неточностью настройки лимба** поперечной подачи на ноль в разных сериях эксперимента, из-за упругой деформации системы СПИЗ (станок-приспособление-инструмент-заготовка) и с **особенностями самого процесса резания**.

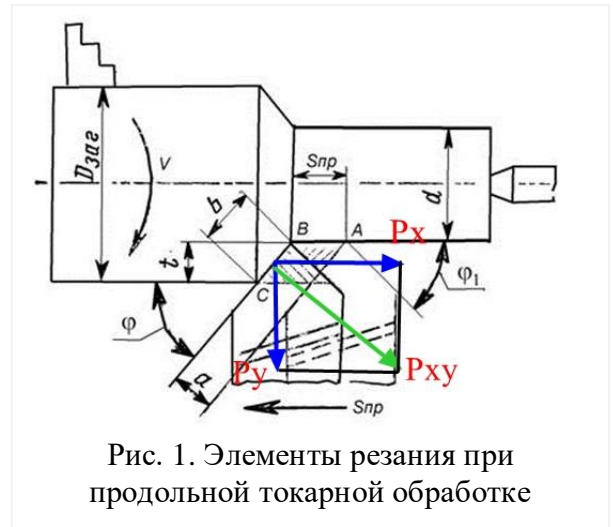


Рис. 1. Элементы резания при продольной токарной обработке

Независимо от типа и назначения режущие инструменты изнашиваются прежде всего по **задним поверхностям**. Наиболее интенсивно изнашиваются участки задних поверхностей, прилегающих к режущей кромке, где контактные напряжения особенно высоки. В результате этого образуется площадка (**фаска**) износа  $h_{зп}$  ( $h_f$ ) с нулевым ( $\alpha\phi = 0^\circ$ ) ( $\alpha h = 0^\circ$ ), а в отдельных случаях и с небольшим **отрицательным задним углом**  $\alpha\phi = \alpha_h$ . При несвободном резании ширина (**длина**) фаски износа  $h_{зп}$  вдоль длины режущих кромок неравномерна. Она несколько **увеличена на вершине резца** (точка *A*), где высокая температура и условия трения наиболее неблагоприятны. Иногда на **краю площадки** (точка *B*) наблюдается **локальный износ** в виде узкой проточки, из-за упрочненного поверхностного слоя заготовки.

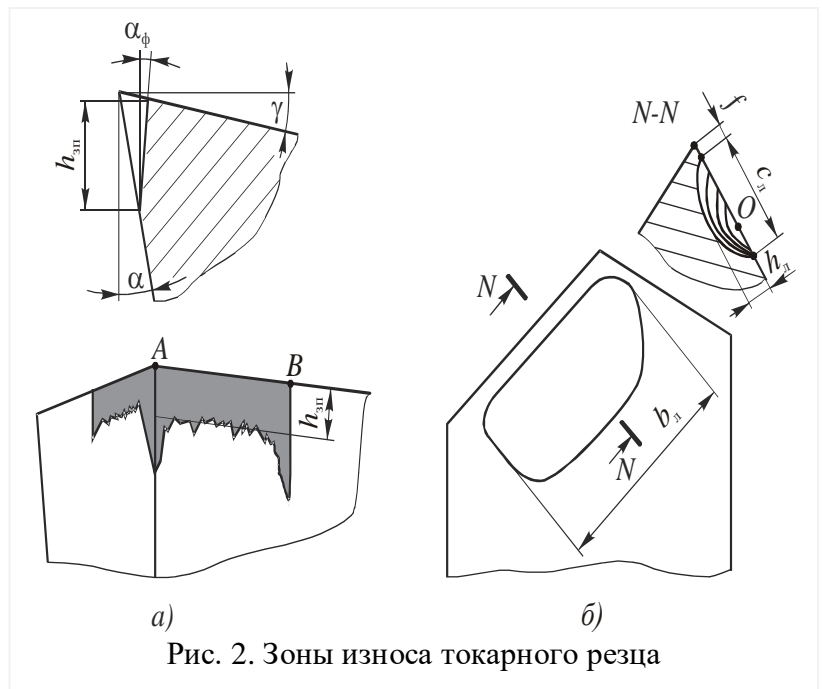


Рис. 2. Зоны износа токарного резца

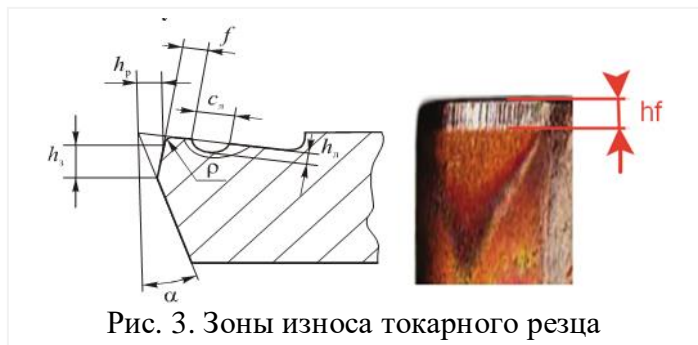


Рис. 3. Зоны износа токарного резца

Также было исследовано влияние длины фаски износа по задней поверхности на силы, действующие на фаске, при врезании при обработке стали (рис. 4).

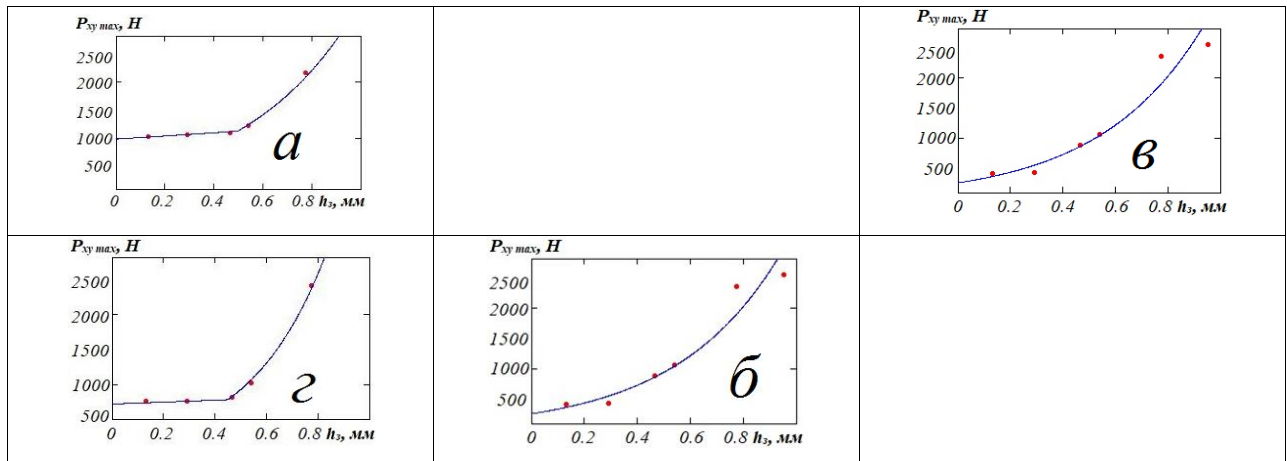


Рис. 4. Влияние длины фаски по задней поверхности  $h_3$  (мм) на составляющую  $P_{xy,max}$  силы резания на фаске задней поверхности (на нормальную силу на фаске задней поверхности  $N_h$ ) при врезании на различных подачах. Сталь 40X - Т15К6,  $t=2$  мм,  $v=120$  м/мин. а)  $s=0,07$  мм/об; б)  $s=0,11$  мм/об; в)  $s=0,23$  мм/об; г)  $s=0,34$  мм/об; д)  $s=0,52$  мм/об.

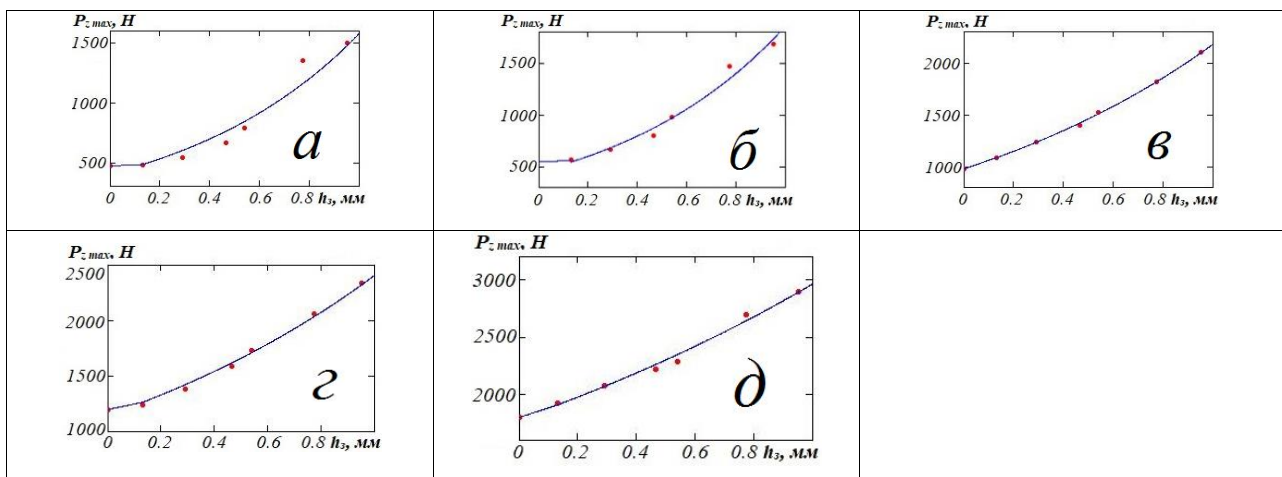
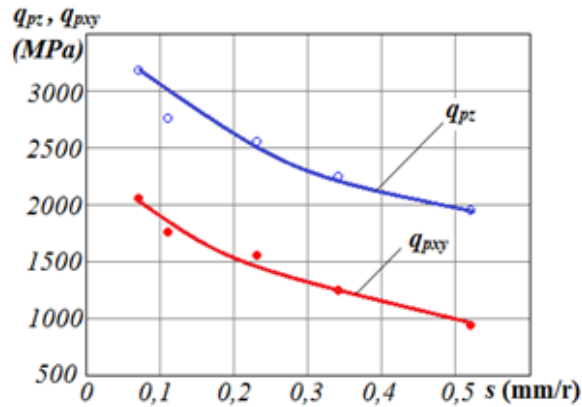


Рис. 5. Влияние длины фаски износа по задней поверхности  $h_3$  на составляющую  $P_{z,max}$  силы резания на фаске задней поверхности (на касательную силу на фаске задней поверхности  $F_h$ ) при врезании на различных подачах. Сталь 40X - Т15К6,  $t=2$  мм,  $v=120$  м/мин. а)  $s=0,07$  мм/об; б)  $s=0,11$  мм/об; в)  $s=0,23$  мм/об; г)  $s=0,34$  мм/об; д)  $s=0,52$  мм/об

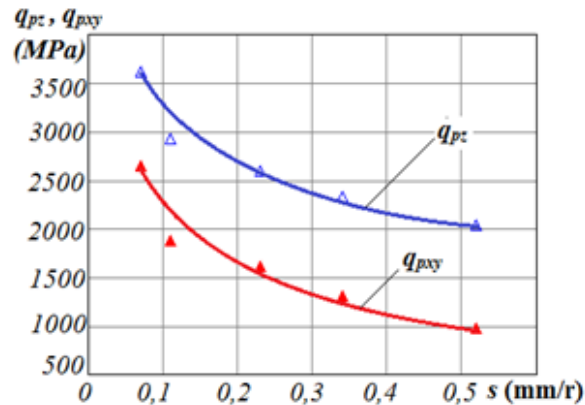
Исследовалось влияние подачи  $s$  и длины фаски искусственного износа  $h$  на удельные силы резания. Тангенциальная удельная сила резания рассчитывалась по формуле:  $q_{Pz} = P_z/(s \cdot t)$ , горизонтальная удельная сила резания – по формуле:  $q_{P_{xy}} = P_{xy}/(s \cdot t)$  (Н/мм<sup>2</sup>).

Горизонтальная сила резания рассчитывалась по известной формуле:  $P_{xy} = (P_x^2 + P_y^2)^{0,5}$ .

а)  $h_f=0.13$  мм



б)  $h_f=0.29$  мм



в)  $h_f=0.95$  мм

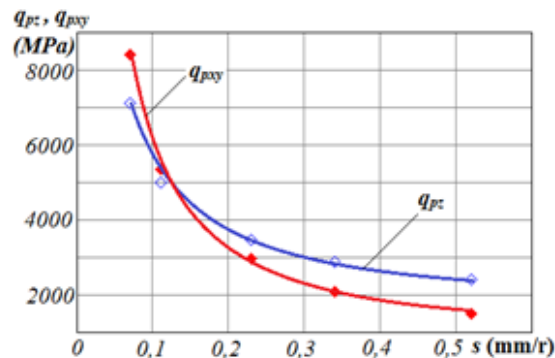


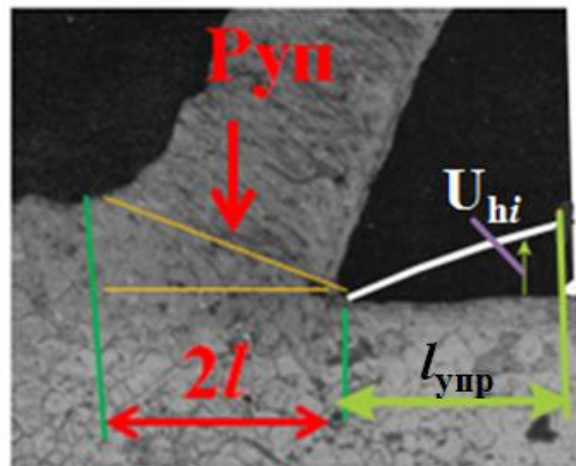
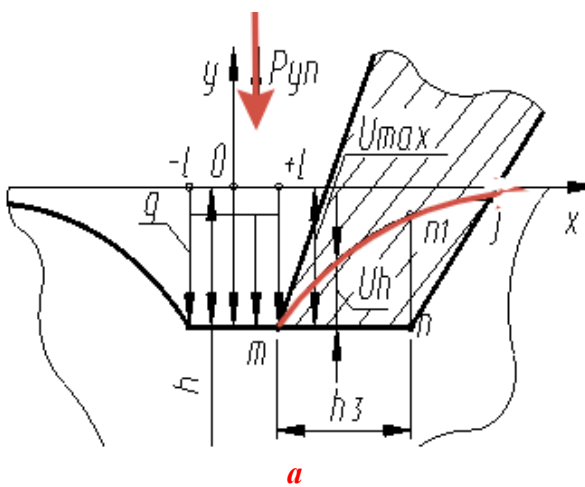
Рис. 5. Влияние длины фаски износа по задней поверхности  $h_f$  (мм) и подачи  $s$  (мм/об) на удельные силы резания. Сталь 40Х-Т15К6,  $\varphi = 45^\circ$ ,  $r = 0,05$  мм,  $\gamma = 7^\circ$ ,  $t = 2$  мм.  $q_{pz}=P_z/(st)$

Уменьшение удельных сил резания **при увеличении подачи** во время обработки **неизношенным** резцом связано с постоянством ширины контакта по главной режущей кромке  $b=t/\sin\varphi$ , в то время как объём удаляемого материала в стружку увеличивается.

Уменьшение удельных сил резания при увеличении подачи **при большой длине фаски** по задней поверхности связан с увеличением **длины волны упругого восстановления** и уменьшением силового воздействия фаски износа на эту упруго восстанавливающуюся поверхность  $mnj$ , появляющуюся под действием радиальной силы на передней поверхности **Руп** (рис. 6), поэтому сила со стороны задней поверхности увеличивается не так интенсивно при увеличении длины искусственной фаски износа по задней поверхности. Поэтому

Чем больше толщина среза  $a=s \cdot \sin\varphi$ , тем больше длина проекции условной плоскости сдвига на плоскость резания  $2l = a \cdot \text{ctg}\varphi$ , тем больше длина волны упругого восстановления  $l_{упр}$  (рис. 6, б). Здесь  $\Phi$  – угол наклона условной плоскости сдвига ( $^\circ$ );  $q = P_{уп}/(2l \cdot b)$  [Н/мм<sup>2</sup>] –

удельные нормальные нагрузки (давление) в зоне первичной пластической деформации, т.е. перед режущей кромкой (рис. 6, **a**); **b** – ширина контакта с поверхностью резания (мм). Поэтому на фаске задней поверхности у режущей кромки величина  $U_{hi}$  небольшая, а затем **увеличивается при отдалении** от режущей кромки, а при большей толщине среза **a** (подаче **s**) это увеличение происходит на большем расстоянии от режущей кромки.



**Рис. 6.** Влияние радиальной силы на передней поверхности  $P_{yn}$  на контакт по фаске задней поверхности

#### Лабораторная работа № 7. 22.11.24

### Исследование изменения геометрии токарного резца при его износе при обработке стали

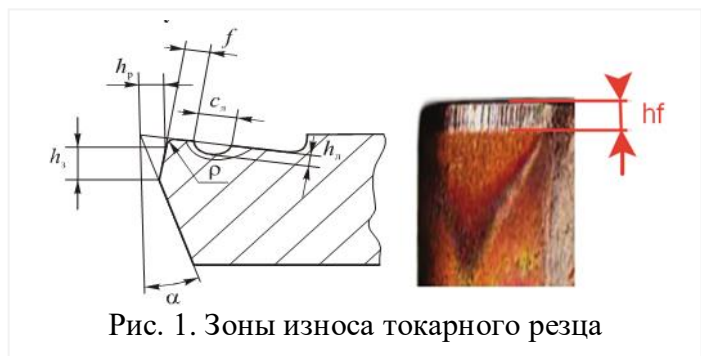
Износ режущего инструмента есть результат трения стружки о переднюю поверхность инструмента и его задней поверхности об обработанную поверхность. Это процесс, протекающий при высоких температурных и контактных нагрузках. По сравнению с износом деталей в машинах при резании удельные давления выше в 300...400 раз, а температура - в 15...20 раз. Кроме того, при резании износ происходит на очень малых площадках контакта, верхние слои которых могут испытывать пластические деформации.

Различают **четыре основных вида износа** режущих инструментов: 1) механический; 2) адгезионный; 3) химический (окислительный); 4) диффузионный.

**Механический (абразивный) износ** происходит в результате резания - трения твердых включений инструментального и обрабатываемого материалов (упрочненные частицы нароста, карбиды, нитриды, интерметаллиды\* и др.)

о переднюю и заднюю поверхности инструмента. Особенно много указанных включений находится в чугунах, а также в высоколегированных сталях и сплавах. Например, в алюминиевых сплавах этими частицами являются высокотвердые частицы кремния. Интерметаллические соединения – химические соединения металлов с металлами, например,  $CuAl_2$ ,  $MgZn_2$ ,  $Al_2CuMn$ . Входят в структуру

большого числа промышленных металлических сплавов, обеспечивая им упрочнение. При черновой обработке отливок это могут быть остатки формовочного песка, заполняющие раковины отливок и действующие как абразивный материал.



**Рис. 1.** Зоны износа токарного резца

В наибольшей степени **механический (абразивный) износ** проявляется при работе инструментов из быстрорежущих сталей и наблюдается в виде **царапин**, канавок и других микронеровностей на передней и задней поверхностях инструмента. В меньшей степени механический износ наблюдается на твердосплавных инструментах из-за более высокой твердости и износостойкости твердых сплавов.

**Адгезионный износ** является результатом действия сил адгезии, то есть сил межмолекулярного взаимодействия ювенильных (новых, юных - химически чистых, очищенных от окислов) свежееобразованных поверхностей стружки и заготовки при их контакте с поверхностями инструмента в процессе совместного трения.

**Химический (окислительный) износ** происходит за счет окисления при высоких температурах трущихся слоев благодаря высокой проникающей способности кислорода и ускоренного его соединения с ювенильными поверхностями стружки и инструмента. Образовавшиеся окисные пленки очень хрупки и поэтому легко разрушаются, оголяя нижеследующие слои, которые в свою очередь также окисляются и подвергаются разрушению. Окислительное изнашивание существенно увеличивается **при температуре** резания более **700°С**. У твердых сплавов наиболее быстро **окисляется кобальтовая связка**, при разрушении которой нарушается монолитность сплава, **ослабляется связь между зёрнами карбидов титана и вольфрама**. Окислительный износ можно существенно уменьшить за счет применения **инертных газов**: азота, аргона и гелия.

**Диффузионный износ** происходит в результате взаимного переноса (диффузии) атомов контактирующих инструментального и обрабатываемого материалов. Скорость диффузионных процессов зависит от подвижности атомов, которая, в свою очередь, определяется температурой резания. Диффузия становится заметной при температуре резания свыше **800...900°С**, т.е. в области применения твердых сплавов и СТМ.

При резании твердосплавными инструментами материалов на основе железа наиболее быстро диффундирует углерод, имеющий наименьший радиус атомов, и значительно медленнее кобальт, вольфрам и титан. В результате поверхность твердого сплава обезуглероживается. При этом в твердый сплав проникает железо, ухудшающее его структуру, происходит охрупчивание и разупрочнение твердого сплава до такой степени, что отдельные участки этих слоев разрушаются и уносятся обрабатываемым материалом и стружкой.

При резании стали двухкарбидными сплавами группы ТК карбиды титана растворяются в стали медленнее, чем карбиды вольфрама. Аналогично железо быстрее диффундирует в карбид вольфрама, нежели в карбид титана. Поэтому **двухкарбидные сплавы в меньшей степени подвержены диффузионному износу**, чем однокарбидные.

При обработке **чугунов** ( $C > 2.14...4.3\%$ ) диффузия **углерода** из твердого сплава замедляется, **температура резания меньше**, чем при резании сталей; поэтому **однокарбидные сплавы из-за повышенной прочности карбидов вольфрама превосходят двухкарбидные и по износостойкости**. **Однокарбидные** твердые сплавы используют также при резании **цветных металлов** и сплавов, при обработке **титановых сплавов** (из-за химического сродства двухкарбидные сплавы дают худшие результаты).

Независимо от типа и назначения режущие инструменты изнашиваются прежде всего по **задним поверхностям**. Наиболее интенсивно изнашиваются участки задних поверхностей, прилегающих к режущей кромке, где контактные напряжения особенно высоки. В результате этого образуется площадка (**фаска**) износа  $h_{зп}$  ( $h_f$ ) с **нулевым** ( $\alpha\phi = 0^\circ$ ) ( $\alpha h = 0^\circ$ ), а в отдельных случаях и с небольшим **отрицательным задним углом  $\alpha\phi$** . При несвободном резании ширина (**длина**) фаски износа  $h_{зп}$  вдоль длины режущих кромок неравномерна. Она несколько **увеличена на вершине реза** (точка *A*), где высокая температура и условия трения наиболее неблагоприятны. Иногда на **краю площадки** (точка *B*) наблюдается **локальный износ** в виде узкой проточки, из-за упрочненного поверхностного слоя заготовки.

Износ по передней поверхности протекает с образованием лунки шириной  $c_{л}$ , длиной  $b_{л}$  и глубиной  $h_{л}$ . Здесь точка  $O$  наибольшей глубины лунки примерно соответствует **максимуму температуры** резания на площадке контакта стружки с передней поверхностью. Передний край лунки отстоит на небольшом расстоянии  $f$  от режущей кромки. Лунка располагается параллельно режущей кромке, несколько не доходя до вспомогательной режущей кромки.

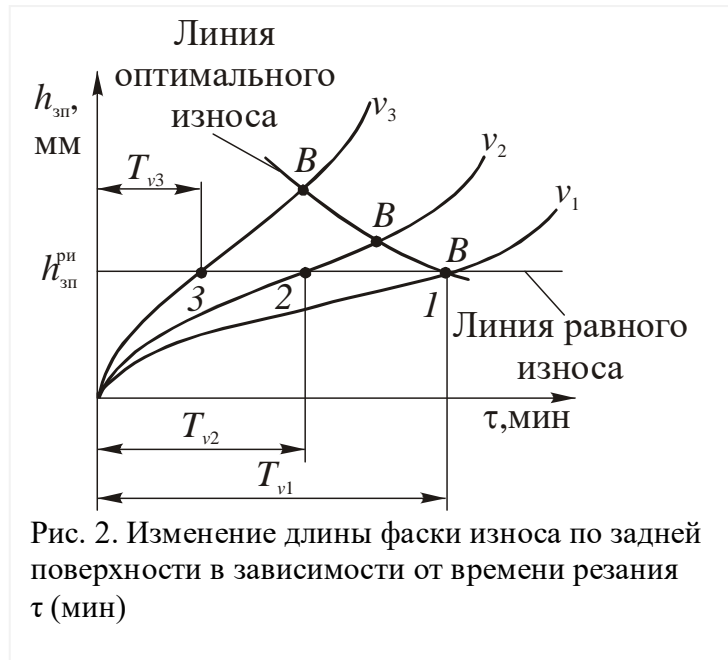
При построении кривых износа по задней поверхности для разных скоростей резания  $v_3 > v_2 > v_1$  видно, что с ростом скорости резания кривые становятся круче и происходит смещение точки  $B$  в сторону больших допустимых значений  $h_{зп}$ , т.е. в этом случае за оптимальный износ, строго говоря, следовало бы принимать для каждой скорости свое значение  $h_{зп}$ . Однако на практике с целью упрощения износ по задней поверхности  $h_{зп}^{рп}$  принимают одинаковым (равновеликим) для всего семейства кривых износа и называют его **критерием равного износа**.

В ряде случаев, например на автоматических линиях или на станках с числовым программным управлением (ЧПУ) целесообразно применять более производительный и более экономичный **критерий оптимального износа**, о котором будет сказано далее. Численные значения критериев затупления определяют экспериментально. Они зависят от многих условий резания и, главным образом, от сочетания свойств режущего и обрабатываемого материалов.

При **несвободном тчении твердым сплавом сталей и чугунов** наибольшая величина фаски износа измеряется у **вершины резца** в главной секущей плоскости, т.е. в месте с наихудшими условиями теплоотвода. При этом допустимое максимальное значение фаски износа составляет: при **обработке стали**  $h_{зп}=0,8...1,0$  мм, а при обработке чугуна с подачей  $s \leq 0,3$  мм/об –  $h_{зп}=1,4...1,7$  мм и с подачей  $s > 0,3$  мм/об –  $h_{зп}=0,8...1,0$  мм.

Момент **затупления** режущего инструмента иногда определяют и по **технологическим критериям**: а) **увеличение шероховатости** обработанной поверхности, вызванное износом инструмента; б) **потеря размера детали** при чистовой обработке; в) **появление «свиста»**; г) **появление вибраций**; д) **изменение цвета стружки**; е) изменение характерных **особенностей стружки** и т.п. Обычно **величина износа инструмента при использовании этих критериев ниже принятого при определении стойкости**, обеспечивающей **максимальное время работы** инструмента.

Наибольшее влияние на износ инструментов оказывает **температурно-скоростной фактор**. Поэтому уже в первых работах по совершенствованию режущих инструментов *F.W. Taylor* (Ф.У. Тейлор) предложил **оценивать их работоспособность** путем нахождения зависимости «стойкость-скорость» ( $T-v$ ).





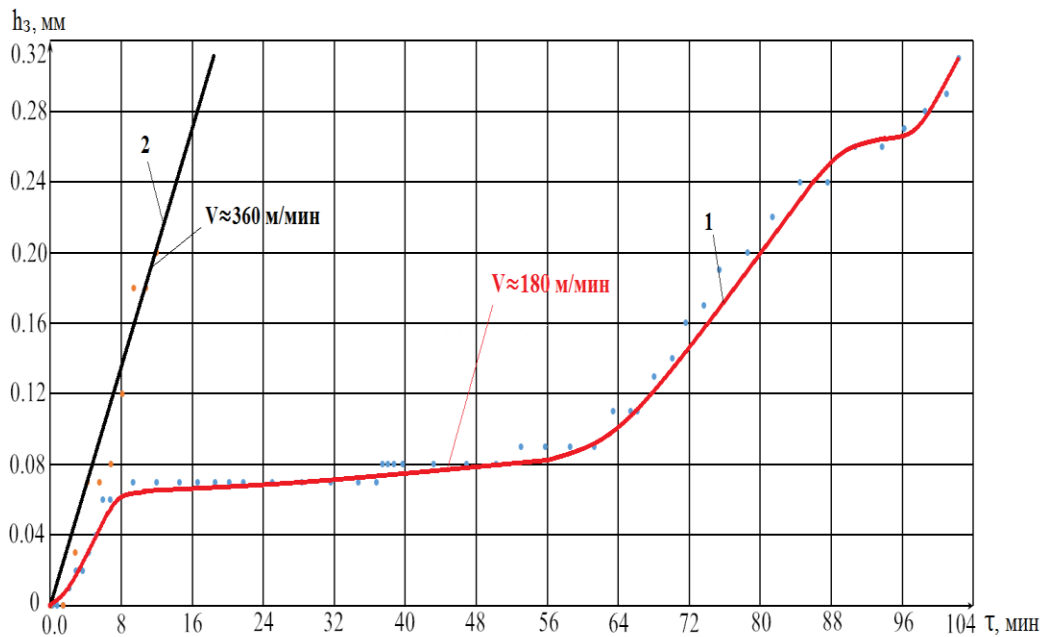


Рис. 3. Зависимость длины фаски износа по задней поверхности от времени резания при обработке стали 40X резцом с СМП WNMG080404-ТМ с покрытием TiN,  $s = 0,13$  мм/об;  $t = 1$  мм. 1 –  $v = 180$  м/мин; 2 –  $v = 360$  м/мин

### Лабораторная работа № 8. 22.11.24 и 28.11.24 Исследование стойкости СМП при обработке стальной заготовки

Время непрерывной работы инструмента до его замены или переточки называется **стойкостью** инструмента  $T$ . Момент наступления этой замены определяется **критерием износа**.

Под **критерием износа** понимается наступления явления, после которого резание нецелесообразно и режущий инструмент требуется сменить или переточить. В качестве критериев могут быть использованы следующие параметры:

1. Существенное ухудшение качества обработанной поверхности (увеличение шероховатости, появление рисок или надрывов и т.п.);
2. Появление свиста или вибрации во время резания;
3. Увеличение силы резания, особенно радиальной составляющей  $P_y$ , что приводит к увеличению упругой деформации системы СПИД и уменьшению точности обработки; Изменение цвета стружки (например,

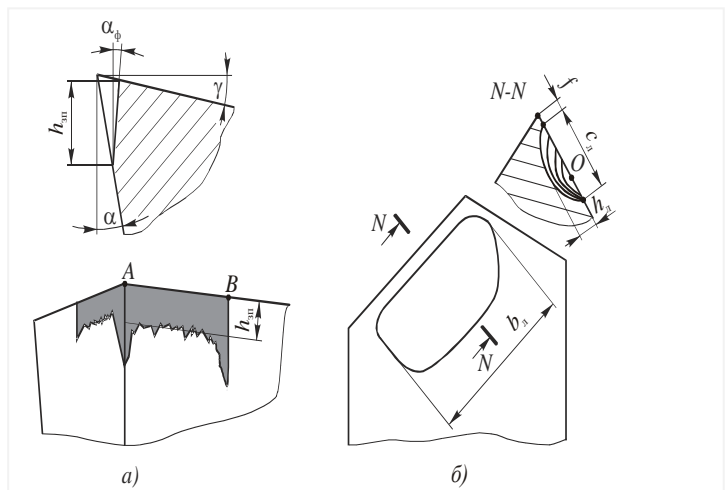


Рис. 1. Зоны износа токарного резца (СМП)

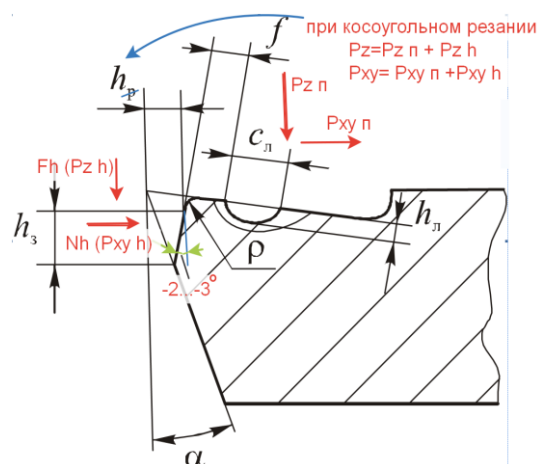


Рис. 2. Зоны износа токарного резца (СМП) в главной секущей плоскости

появление синей стружки при обработке быстрорежущим инструментом недопустимо, т.к. этот цвет свидетельствует о температуре более 620 °С, после которой наступает отпуск и твёрдость инструментального материала резко уменьшается, делая дальнейшее резание невозможным;

4. Появление конусности вместо цилиндрической формы, что свидетельствует об увеличении интенсивности размерного износа  $h_p$  (см. рис. 1);

5. Увеличение ширины фаски износа по задней поверхности до предельно допустимой величины. Например, при черновом точении (по 14...11 качеству) конструкционной незакалённой стали твёрдосплавным резцом  $h_{3\max} = h_{f\max} = 0,75$  мм, при получистовом точении (по 10...9 качеству) –  $h_{3\max} = h_{f\max} = 0,2$  мм (рис. 2).

Могут быть и другие критерии износа, например, ухудшение завивания стружки, появление местного износа на главной задней поверхности в месте контакта с загрязнённой твёрдыми окислами и окалиной обрабатываемой поверхностью (ус), износ вершины инструмента (при сверлении и фрезеровании это износ по уголкам) и т.п.

Чаще всего в качестве наиболее объективного критерия износа принимается предельно допустимый износ по задней поверхности ( $h_{3\max}$ ), тем более, что все остальные параметры вызваны увеличением  $h_3$ .

Для построения стойкостных зависимостей производится обработка заготовки из выбранного обрабатываемого материала с постоянной подачей, глубиной и скоростью резания. Инструментальный материал, геометрия инструмента, глубина резания и подача выбираются оптимальными для исследуемого вида обработки (например, получистового точения) и обрабатываемого материала.

Выбирается критерий износа (предельно допустимый параметр при износе). Чаще всего выбирается ширина износа по задней поверхности  $h_3$ . Например, при получистовом точении незакалённой стали  $h_{3\max} = 0,25$  мм. Если износ будет больше, то увеличится радиальная составляющая силы резания  $P_y$  и из-за повышенной упругой деформации системы СПИД требуемой точности обработки достигнуть не удастся.

**Наибольшее влияние** на допустимую скорость резания оказывают свойства **обрабатываемого материала**. Например, при резании закаленной стали или высокопрочного чугуна скорость резания в **200 раз меньше**, чем при обработке алюминия. Далее по убывающей следует **влияние инструментального материала**, при изменении которого скорость резания может изменяться до **75 раз**, а при изменении геометрии инструмента, глубины и ширины среза – до **3...5 раз**.

При стойкостных испытаниях используется оптимальная геометрия режущего инструмента. С **увеличением переднего угла**  $\gamma$  снижаются степень деформации, силы резания и трения, **уменьшается тепловыделение**, что способствует **повышению стойкости инструмента**.

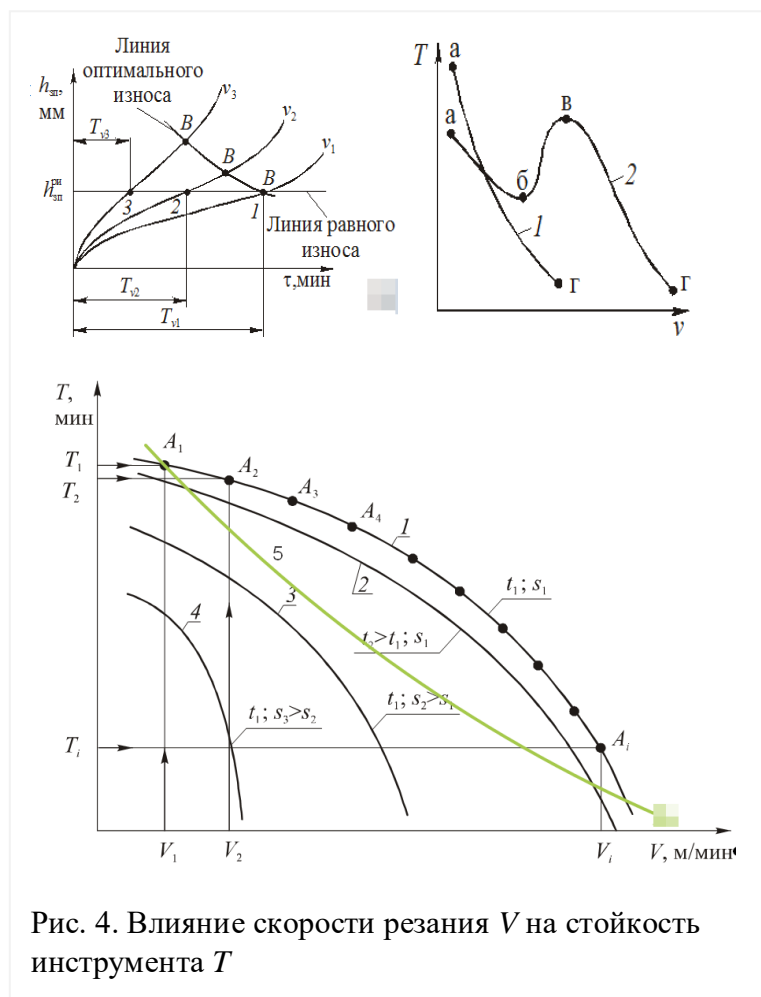


Рис. 4. Влияние скорости резания  $V$  на стойкость инструмента  $T$

Однако увеличение угла  $\gamma$  приводит к **уменьшению угла заострения** и поэтому **ухудшает отвод теплоты** от режущей кромки и **снижает прочность** режущего клина. Влияние переднего угла на стойкость  $T$  представляет собой горбообразную кривую, максимуму которой соответствует **оптимальное значение переднего угла**. Для **быстрорежущих резцов** при точении **стали 45**  $\gamma_{\text{опт}}=18^\circ$ , а **чугуна** -  $\gamma_{\text{опт}}=0...5^\circ$ . Для **твёрдых сплавов**  $\gamma_{\text{опт}}=+10...-10^\circ$ , для минералокерамики, эльбора и алмазы  $\gamma_{\text{опт}}=0...-15^\circ$ .

**Задний угол  $\alpha$**  обеспечивает зазор между заготовкой и задней поверхностью режущего клина и, тем самым, способствует снижению интенсивности износа инструмента и повышению его стойкости. Угол  $\alpha$  также как и угол  $\gamma$  влияет на **прочность** режущего клина через изменение угла заострения  $\beta$ , а также на условия отвода теплоты от вершины инструмента и поэтому зависимость  $T-v$  также принимает экстремальный характер. При этом, чем **меньше подача  $s$** , тем **больше оптимальный угол  $\alpha_{\text{опт}}$** . При снижении прочности обрабатываемого материала и повышении прочности и износостойкости инструментального материала угол  $\alpha_{\text{опт}}$  увеличивают.

У проходных резцов  $\alpha_{\text{опт}}=6...8^\circ$ , у отрезных и фасонных резцов, работающих с меньшей подачей,  $\alpha_{\text{опт}}=10...12^\circ$ , а у дисковых фрез, работающих с подачей 0,01 мм/зуб -  $\alpha_{\text{опт}}=30^\circ$ .

$$v = \frac{C_v}{T^m t^{x_v} s^{y_v}}$$

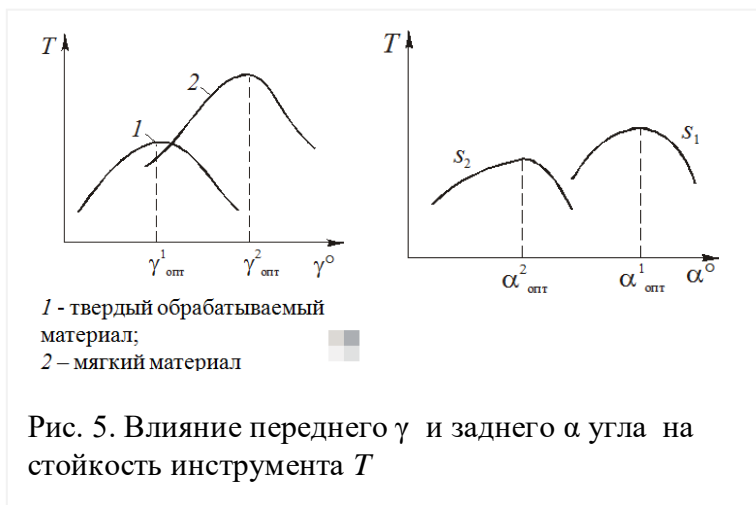


Рис. 5. Влияние переднего  $\gamma$  и заднего  $\alpha$  угла на стойкость инструмента  $T$

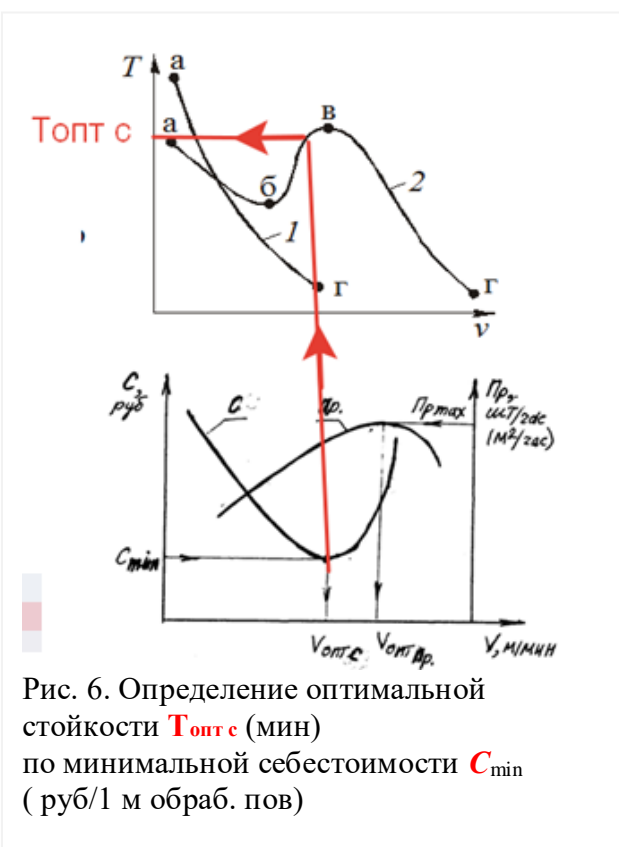
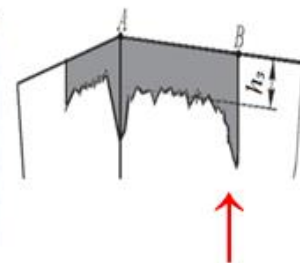
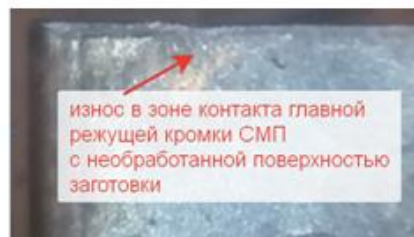


Рис. 6. Определение оптимальной стойкости  $T_{\text{опт с}}$  (мин) по минимальной себестоимости  $C_{\text{min}}$  (руб/1 м обраб. пов)

# Исследование влияния вида износостойкого покрытия на стойкость СМП



Износ  $h_3$  по задней поверхности и **локальный износ**

Рис. 21. Типы стружки: а) полукольца; б) нормальная; в) допустимая форма; г) недопустимая форма

Рис. 20. СМП-WNMG080404 с покрытием TiN с износом на **нерабочей кромке** ( $v = 360$  м/мин)

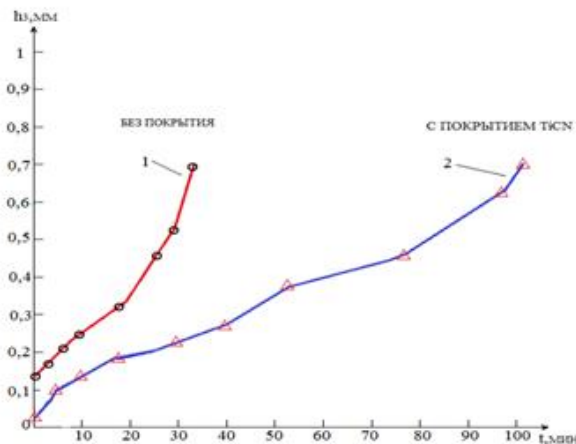


Рис. 22. Изменение  $h_3$  [мм] от времени  $t$  [мин] точения стали 40X.  $v = 300$  м/мин;  $s = 0,13$  мм/об;  $t = 1$  мм. 1 – T15K6 без покрытия; 2 – T15K6 с покрытием TiCN

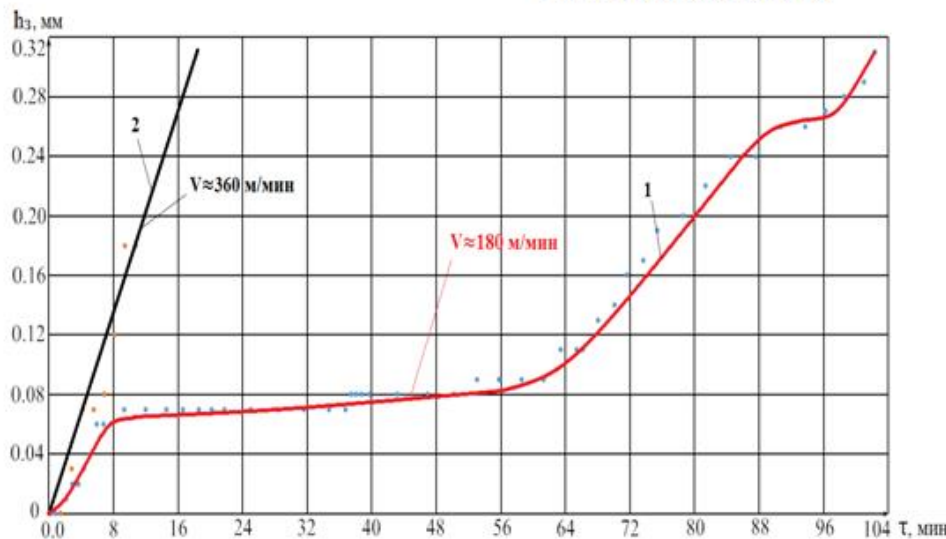


Рис. 23. Зависимость длины фаски износа по задней поверхности от времени резания при обработке стали 40X - WNMG080404-TM с покрытием TiN,  $s = 0,13$  мм/об;  $t = 1$  мм. 1 –  $v = 180$  м/мин; 2 –  $v = 360$  м/мин

Рис. 7. Графики изменения длины фаски износа по задней поверхности  $h_3$  (мм) СМП в зависимости от времени его непрерывной работы  $\tau$  (мин)

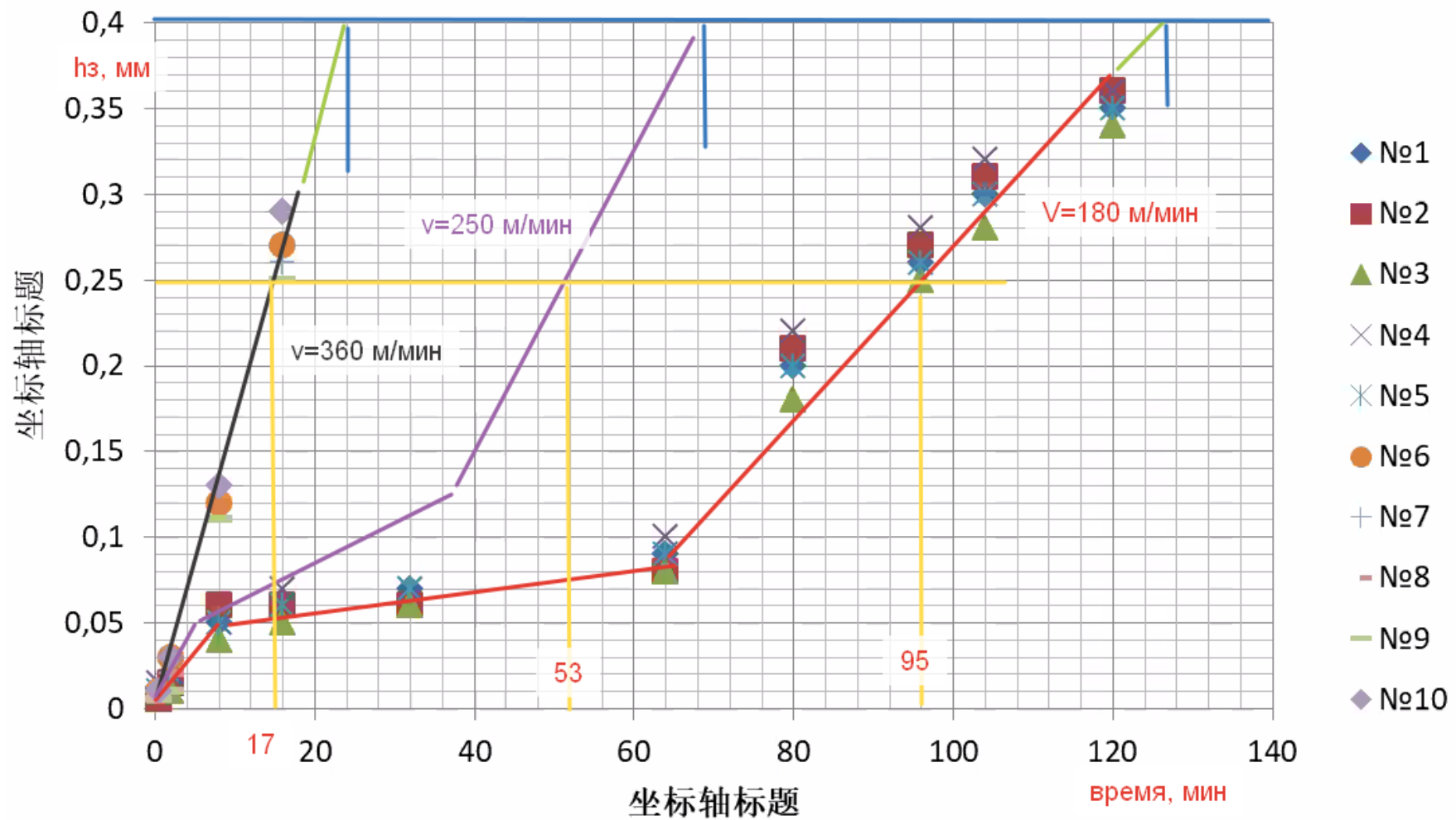


Рис. 8. Влияние скорости резания на интенсивность износа. Сталь 40Х - Т15К6 с покрытием TiN,  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $r = 0,8$  мм,  $t=1$  мм,  $s = 0,13$  мм/об.

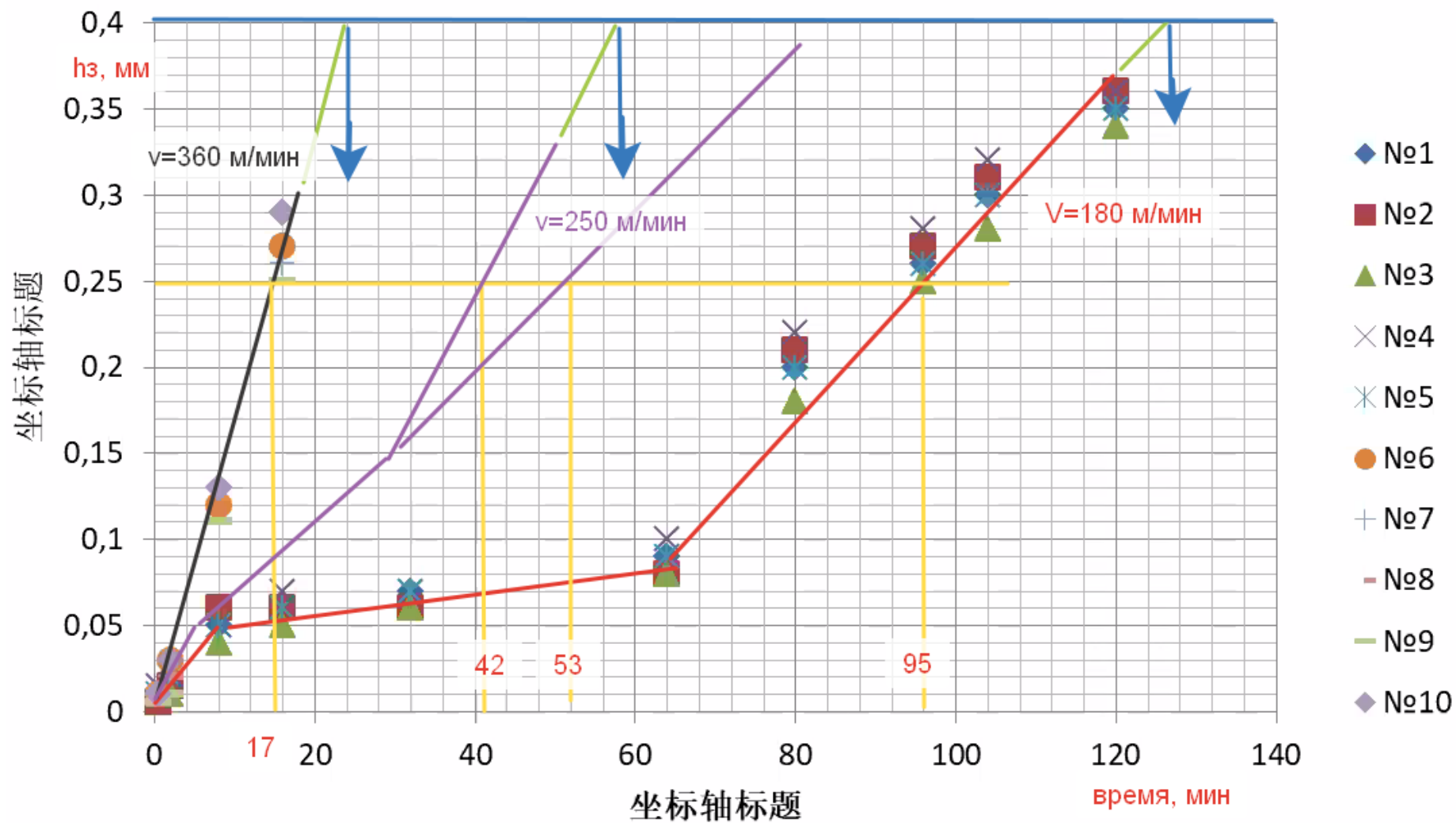


Рис. 9. Зависимость изменения длины фаски  $h_z$  от времени резания при обработке стали 40X. Сталь 40X - T15K6 с покрытием TiN,  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $r = 0,8$  мм,  $t = 1$  мм,  $s = 0,13$  мм/об.  
 $V = 500$  м/мин  $\rightarrow T \approx 12$  мин.  $n = (1000 \times V) / (\pi d) = (1000 \times 500) / (\pi \times 70) = 2274$  об/мин, 1600 м/мин – перегрев заднего центра

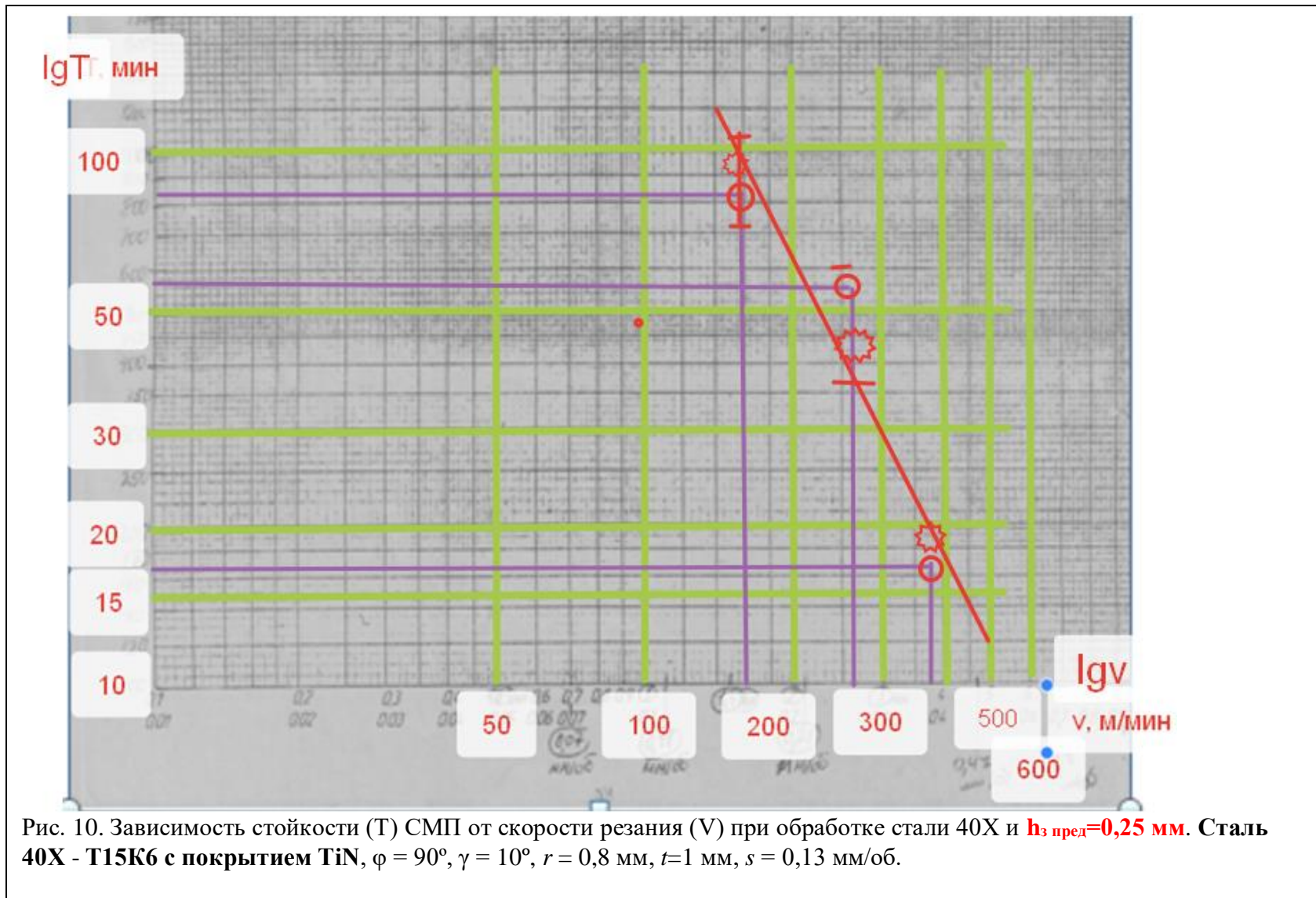


Рис. 10. Зависимость стойкости (Т) СМП от скорости резания (V) при обработке стали 40X и  $h_{з\text{ пред}}=0,25$  мм. Сталь 40X - T15K6 с покрытием TiN,  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $r = 0,8$  мм,  $t=1$  мм,  $s = 0,13$  мм/об.

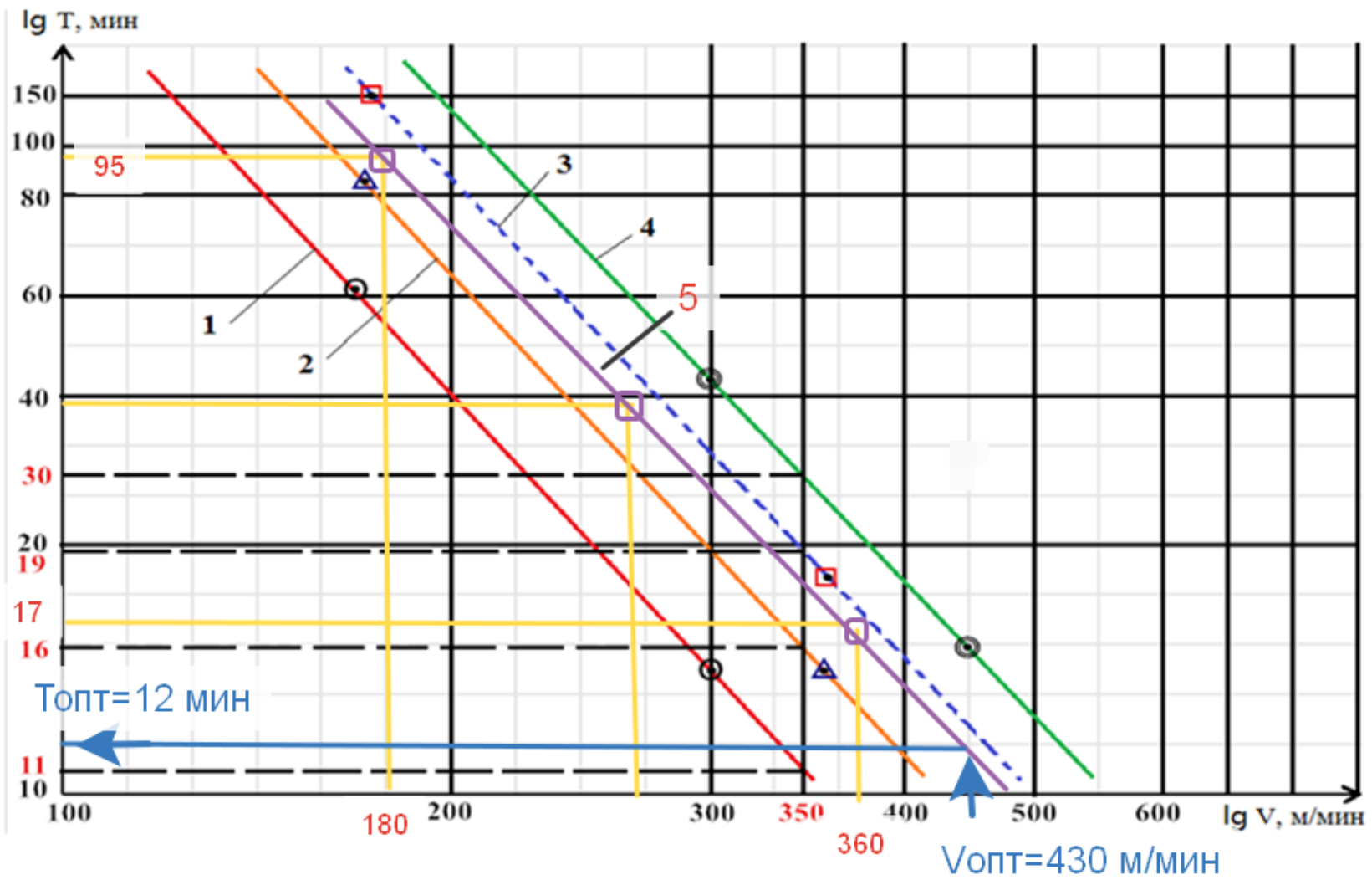


Рис. 11. Зависимость стойкости (Т) СМП с износостойкими покрытиями (1, 2, 3, 4) от скорости резания (V) при обработке стали 40X и  $h_3=0,2$  мм: 1- без покрытия, 2, 5 - с покрытием TiN, 3- с покрытием AlTiN, 4- с покрытием TiCN



**Таблица 1. Сравнение эффективности применения покрытий**

Тип пластин (3 вершины)	Цена (С), руб/шт (Стоимость)	Стойкость Т, мин	L <sub>обр</sub> , м (Т × 350)	S <sub>обр</sub> , м <sup>2</sup>	Цена обработки 1 м (С <sub>уд</sub> ), (удельная себестоимость) руб/м
1. СМП без покрытия	100 (3 вершины)	11	3 850	0,50	0,026 /3
2. СМП с покрытием TiN	120 (3 вершины)	16	5 600	0,73	0,021 /3
3. СМП с покрытием AlTiN	150 (3 вершины)	19	6 650	0,86	0,023 /3
4. СМП с покрытием TiCN	200 (3 вершины)	30	10 500	1,37	0,019 /3 (кол-во вершин) Цеховая себестоимость 1,5 руб /1 м

$L_{\text{обработки}} = T \times v = T \times 350$ ;  $C_{\text{уд}} = \text{Стоимость} / L_{\text{обработки}}$ .

**Таблица 2. Изменение длины фаски износа по задней поверхности h<sub>з</sub> (мм) в зависимости от времени точения τ (мин)**

Время точения τ, мин	0,5	2	8	16	32	64	80	96	104	120	
СМП, v=180 м/мин	Вершина №1	0,01	0,02	0,05	0,06	0,07	0,09	0,2	0,26	0,30	0,35
	Вершина №2	0,005	0,015	0,06	0,06	0,06	0,08	0,21	0,27	0,31	0,36
	Вершина №3	0,01	0,01	0,04	0,05	0,06	0,08	0,18	0,25	0,28	0,34
	Вершина №4	0,015	0,021	0,05	0,07	0,07	0,10	0,22	0,28	0,32	0,36
	Вершина №5	0,01	0,02	0,05	0,06	0,07	0,09	0,2	0,26	0,30	0,35
СМП, v=360 м/мин	Вершина №1	0,01	0,03	0,12	0,27	----					
	Вершина №2	0,01	0,02	0,13	0,26						
	Вершина №3	0,01	0,02	0,11	0,25						
	Вершина №4	0,005	0,01	0,11	0,25						
	Вершина №5	0,01	0,03	0,13	0,29						

**ЗАДАНИЕ по лаб. работе:**

По экспериментальным данным в табл. 1 построить график изменения h<sub>з</sub> от времени обработки τ, задаться критерием стойкости и построить стойкостные зависимости поданным для 2-х скоростях резания: 180 и 360 м/мин.

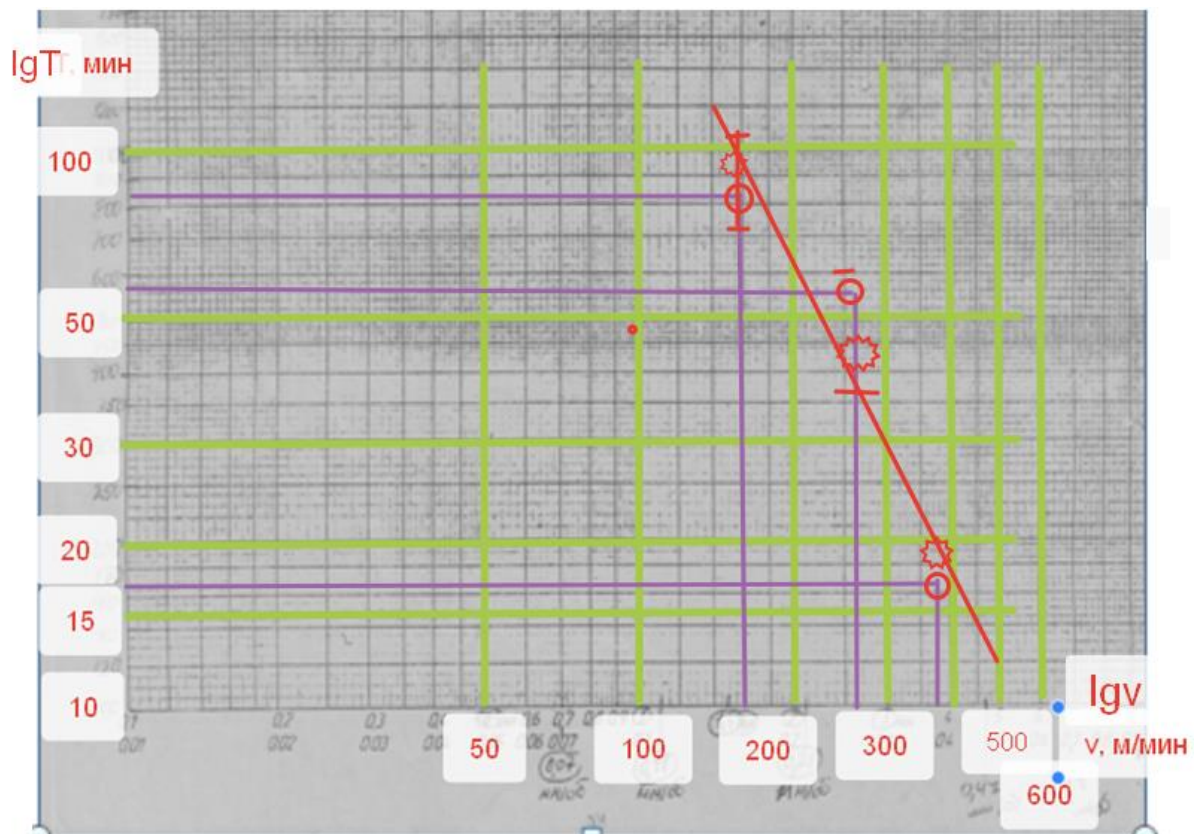


Рис. 12. Зависимость стойкости (Т) СМП от скорости резания (V) при обработке стали 40X и  $h_z=0,2$  мм. Сталь 40X - Т15К6 с покрытием TiN,  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $r = 0,8$  мм,  $t=1$  мм,  $s = 0,13$  мм/об,  $h_{z \text{ пред}}=0,25$  мм

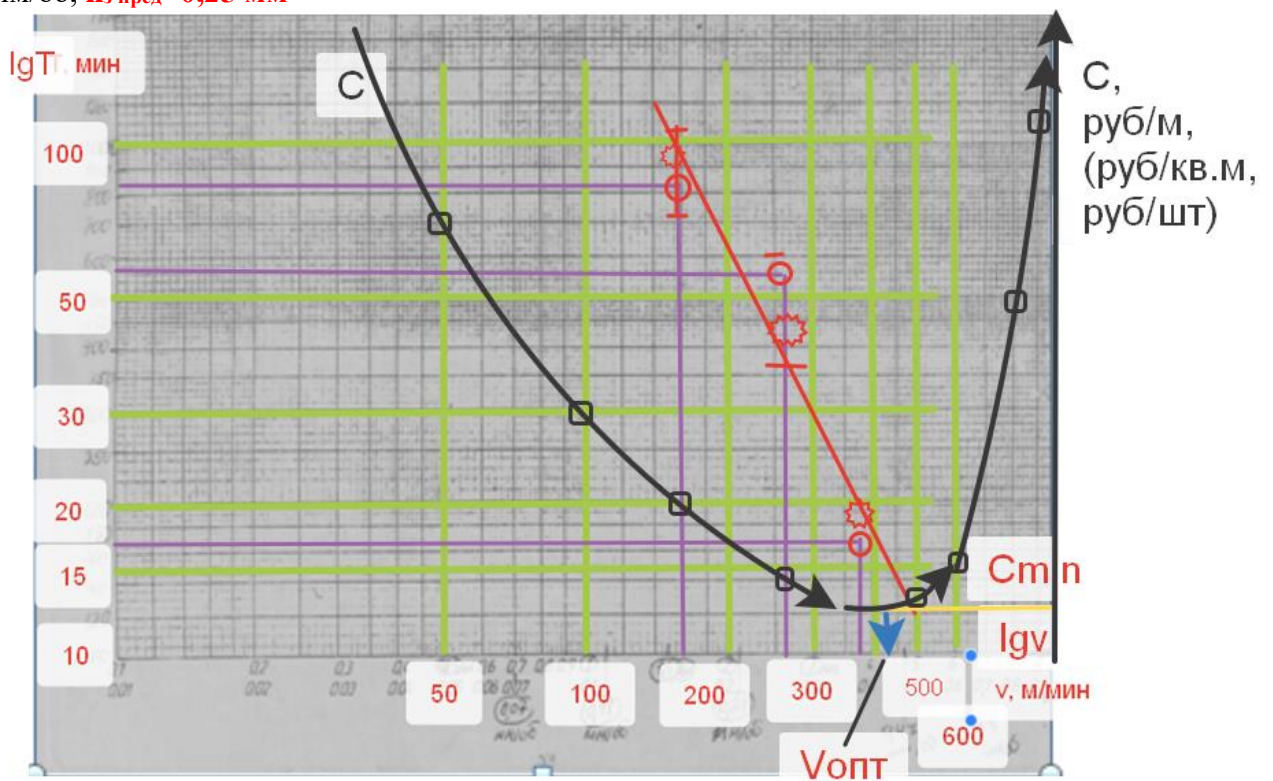


Рис. 13. Зависимость **стойкости (Т)** и **себестоимости (С)** СМП с износостойким покрытием от скорости резания (V) при обработке стали 40X и  $h_{z \text{ пред}}=0,2$  мм. Сталь 40X - Т15К6 с покрытием TiN,  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $r = 0,8$  мм,  $t=1$  мм,  $s = 0,13$  мм/об.

Таблица 3. Цеховая себестоимость 1 погонного метра обработки

Скорость резания $v$ , м/мин	50	100	200	300	500	600	700	900
Цеховая себестоимость 1 погонного метра обработки $C$ , руб/м	7	3	2	1,5	14	15	50	100
	700	300	200	150	140	150	500	1000

Таблица 4. Изменение длины фаски износа по задней поверхности  $h_3$  (мм) силы резания  $P_y$  ( $P_z$ ) и других параметров в зависимости от времени точения  $\tau$  (мин)

Время точения $\tau$ , мин		0,5	2	8	16	32	64	80	96	104	120
СМП, $v=180$ м/мин	Вершина №1	0,01	0,02	0,05	0,06	0,07	0,09	0,2	0,26	0,30	0,35
	Сила $P_y$ ( $P_z$ ), Н										
	Вершина №2	0,005	0,015	0,06	0,06	0,06	0,08	0,21	0,27	0,31	0,36
	Сила $P_y$ ( $P_z$ ), Н										
	Вершина №3	0,01	0,01	0,04	0,05	0,06	0,08	0,18	0,25	0,28	0,34
	Сила $P_y$ ( $P_z$ ), Н										
	Вершина №4	0,015	0,021	0,05	0,07	0,07	0,10	0,22	0,28	0,32	0,36
	Сила $P_y$ ( $P_z$ ), Н										
	Вершина №5	0,01	0,02	0,05	0,06	0,07	0,09	0,2	0,26	0,30	0,35
	Сила $P_y$ ( $P_z$ ), Н										
	$\Delta d_{дет}$ , мм										
СМП, $v=360$ м/мин	Вершина №1	0,01	0,03	0,12	0,27	----					
	Вершина №2	0,01	0,02	0,13	0,26						
	Вершина №3	0,01	0,02	0,11	0,25						
	Вершина №4	0,005	0,01	0,11	0,25						
	Вершина №5	0,01	0,03	0,13	0,29						

**Исследование изменения составляющих силы резания при концевом фрезеровании стальной заготовки**

**Измерение составляющих силы резания.**

Общепринято символами  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  обозначать составляющие силы резания, которые действуют на каждый зуб фрезы и поворачиваются вместе с фрезой относительно оси вращения шпинделя. При малой глубине резания  $t = 1$  мм эти направления соответствуют другой системе сил, действующими на заготовку со стороны зубьев фрезы (указаны третьими по порядку символами):  $P_z = P_x = P_x$ ,  $P_x = P_v = P_y$ ,  $P_y = P_h = P_z$ ). Этими же цветами ( $P_z$  – зелёный,  $P_x$  – синий,  $P_y$  – красный) эти силы обозначаются на мониторе. Переходя к системе сил, действующих на заготовку со стороны фрезы, будут использоваться следующие приближения:  $P_x = P_z$ ,  $P_y \approx P_x$ ,  $P_z \approx P_y$ . Таким образом, на фотографии монитора (отчёта Kistler, который исправить невозможно, т.к. его действия защиты в программу завода-изготовителя)  $P_z$  означает, что на самом деле это  $P_x$ ;  $P_x$  означает, что на самом деле это  $P_y$ ;  $P_y$  означает, что на самом деле это  $P_z$ . На графиках изменения сил в процессе фрезерования указаны действительные составляющие силы резания, действующие на заготовку со стороны фрезы.

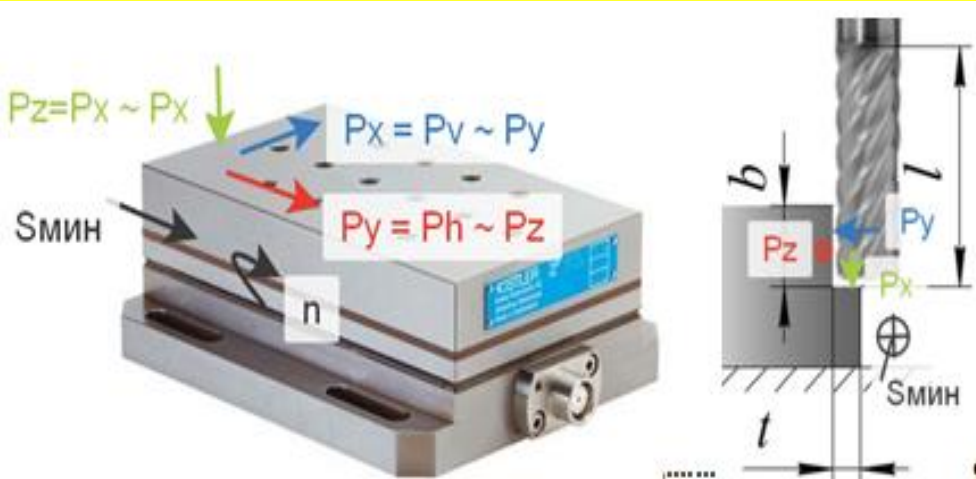


Рис. 1. – Составляющие силы резания при фрезеровании концевой фрезой с использованием **токарного** динамометра Kistler.

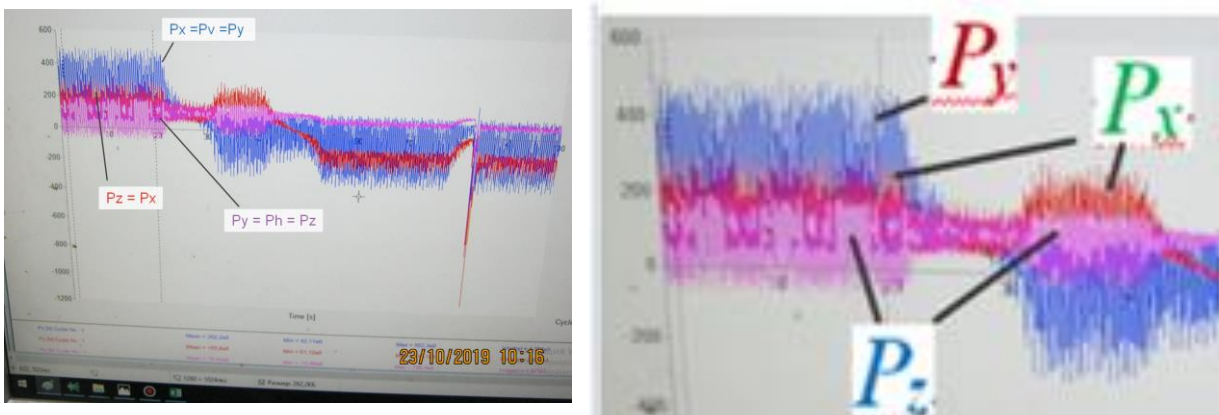


Рис. 2. – Изменение по **времени** составляющих силы резания при фрезеровании **быстрорежущей** концевой фрезой с использованием **токарного** динамометра Kistler.

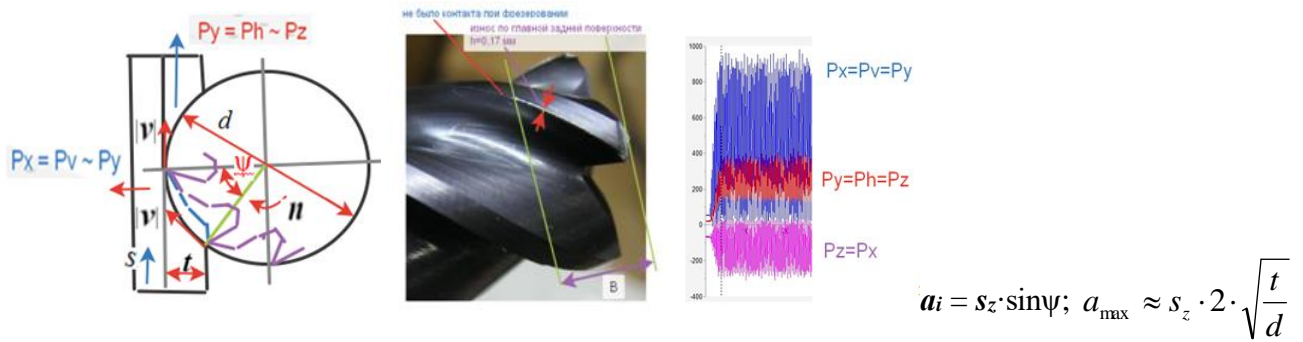


Рис. 3. Изменение составляющих силы резания при **попутном** фрезеровании



Рис. 4. Измерение величины фаски износа  $h$  на задней поверхности портативным микроскопом мод. 50-500х фирмы Kromatech (КНР)

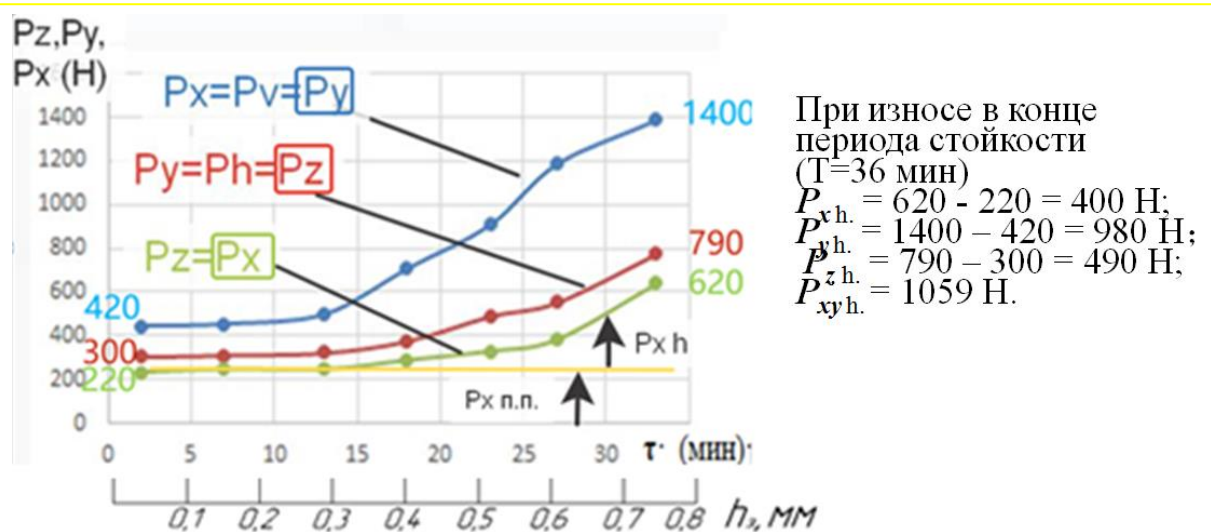
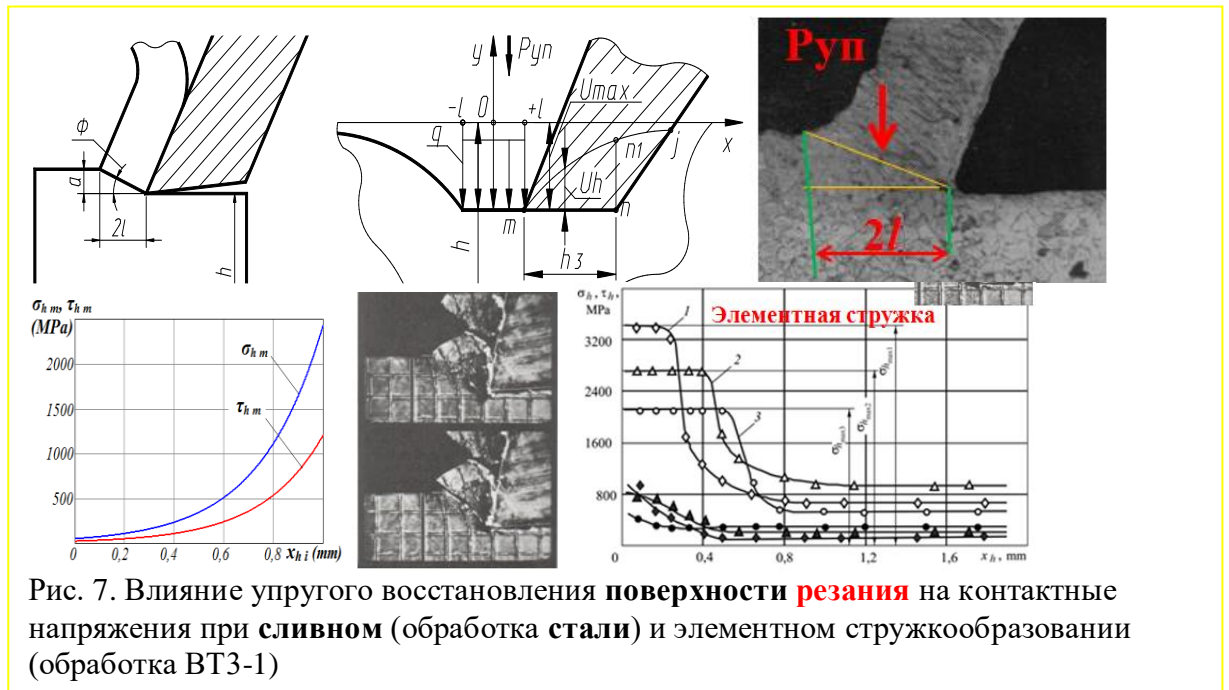
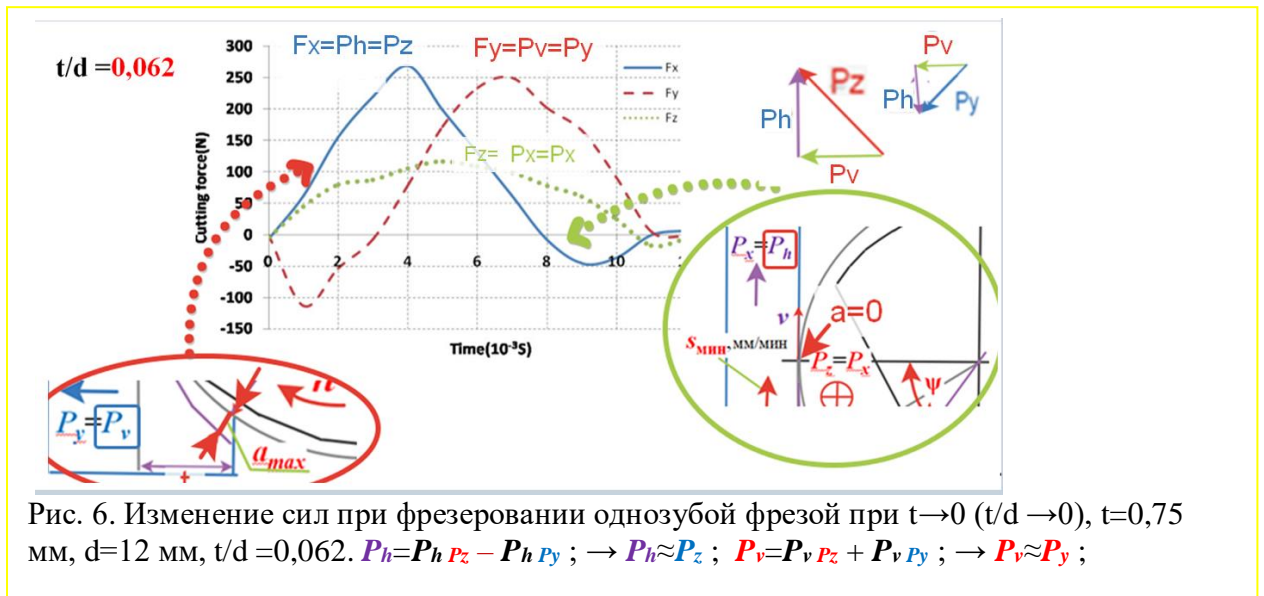


Рис. 5. Изменение величины составляющих силы резания при износе при **попутном** **концевом** фрезеровании **четырёхзубой концевой** фрезой Р6М5 ( $d=16$  мм,  $v=29$  м/мин,  $s_{об}=0,09$  мм/об,  $s_z=0,022$  мм/зуб,  $t=1$  мм,  $n=577 \approx 630$  об/мин)  
 При износе в конце периода стойкости ( $T=36$  мин)  $P_{x\ h\ yr.} = 620 - 220 = 400$  Н;  $P_{y\ h.} = 1400 - 420 = 980$  Н;  $P_{z\ h.} = 790 - 300 = 490$  Н;  $P_{xy\ h.} = 1059$  Н.



Удельное давление на передней поверхности зуба фрезы (Рис.5 и 8):

$$q_N = \frac{N}{l \cdot c}, \quad (1)$$

где  $N$  – нормальная сила на передней поверхности зуба фрезы (Н) с учётом переднего угла  $\gamma$  ( $^\circ$ );  $l$  – длина контакта главной режущей кромки зуба фрезы с заготовкой с учётом угла наклона главной режущей кромки (угла наклона винтовой канавки  $\omega$ ), глубины резания  $t$  (мм) и диаметра фрезы  $d_{фр}$  (мм);

$c$  – длина контакта стружки с передней поверхностью (мм), которая зависит от толщины среза  $a$  (мм). На разных участках режущей кромки из-за винтовой канавки величина разная, т.к. имеется винтовая канавка с углом  $\omega > 0^\circ$ . При повороте зуба на угол  $\psi$  будет и разная толщины среза  $a$ , поэтому будем рассматривать значение  $a \approx a_{max}$ .

$$a_{max} \approx S_z \cdot 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{d}}, \quad (2)$$

При  $t=1$  мм,  $d=16$  мм,  $s_z = 0,09$  мм/зуб,  $a = a_{max} = 0,003$  мм. Тогда длина контакта стружки с передней поверхностью зуба фрезы при  $\gamma = 7^\circ$  с:

$$c = 0,026 + 8,955a - 10,903a^2 = 0,026 + 8,955 \cdot 0,003 - 10,903 \cdot 0,003^2 = 0,052 \text{ мм.}$$

Круговой сектор – это часть круга, ограниченная дугой (называемой дугой сектора) и двумя радиусами, соединяющими концы дуги с центром круга (рис. 3.2.5). Длина окружности радиуса равна  $C = 2 \pi R$ . Длина дуги окружности радиуса равна  $C_\alpha = 2 \pi R \alpha / 360$ , где  $\alpha$  – градусная мера этой дуги. Или:  $C_\alpha = \pi R \alpha / 180$ .

Расчёт длины контакта режущей кромки фрезы  $l_{\text{конт}}$  при  $B=8$  мм,  $t=1$  мм,  $d=16$  мм,  $\omega=40^\circ$ ,  $\alpha_{\text{сект}} = 30^\circ$  (рис. 8).

1) при  $t=1$  мм и  $d=16$  мм рассчитываем длину дуги сектора  $l_{\text{дуги}} = 12,44$  мм;

$$l_{\text{дуги}} = \pi R \alpha_{\text{сект}} / 180 = 3,14 \cdot 8 \cdot 30^\circ / 180^\circ = 4,19 \text{ мм;}$$

2) рассчитываем длину контакта режущей кромки фрезы  $l_{\text{конт}} = 10,44$  мм.

$$l_{\text{конт}} = l_{\text{дуги}} / \cos \omega = 4,19 / \cos 40^\circ = 5,47 \text{ мм.}$$

Удельное давление на фаске задней поверхности:

$$q_{Nh} = \frac{P_{xy} h}{l \cdot h_3}, \quad (3).$$

$$q_{Nh} = q_{P_{xy}h} = \frac{P_{xy}h}{l \cdot h_3} = \frac{1059}{5,47 \cdot 0,62} = 312 \text{ Н/мм}^2;$$

$$q_{Fh} = q_{P_{zh}} = \frac{P_{zh}}{l \cdot h_3} = \frac{490}{5,47 \cdot 0,62} = 144 \text{ Н/мм}^2.$$

Рассчитываем средний **условный** коэффициент трения на фаске износа по задней поверхности  $\mu_h$ :

$$\mu_h = q_{Fh} / q_{Nh} = 144 / 312 = 0,46.$$

Рассчитываем нормальную силу на передней поверхности фрезы ( $P_{xy}$  п.п. = 492 Н,  $P_z$  п.п. = 300 Н,  $c = 0,052$  мм,  $l_{\text{конт}} = 5,47$  мм):

$$1) \quad N = N_{P_z} - N_{P_{xy}} = P_z \times \cos \gamma - P_{xy} \times \sin \gamma = 300 \times \cos 7^\circ - 492 \times \sin 7^\circ = 238 \text{ Н.}$$

$$2) \quad F = F_{P_{xy}} + F_{P_z} = P_{xy} \times \cos \gamma + P_z \times \sin \gamma = 492 \times \cos 7^\circ + 300 \times \sin 7^\circ = 525 \text{ Н.}$$

$$q_N = \frac{N}{l \cdot c} = \frac{238}{5,47 \cdot 0,052} = 820 \text{ Н/мм}^2$$

$$q_F = \frac{F}{l \cdot c} = \frac{525}{5,47 \cdot 0,052} = 1816 \text{ Н/мм}^2.$$

Средний **условный** коэффициент трения на **передней** поверхности зуба фрезы

$$\mu_{\text{п}} = q_F / q_N = 1816 / 820 = 2,21.$$

$$P_{xyh} = 1059 \text{ Н;}$$

Рассчитываем **нормальную** силу на фаске износа по **задней поверхности** фрезы

$$(F_h = P_{zh} = 490 \text{ Н;} \quad N_h = P_{yh} =$$

$$= 980 \text{ Н; } l_{\text{конт}} = 5,47 \text{ мм; } h_3 = h_3 \text{ ленточки износа} = 0,62 \text{ мм; } h_3 \text{ уголка} = 0,62 \text{ мм):}$$

$$q_{Fh} = q_{P_{zh}} = \frac{P_{zh} h}{l_{\text{конт}} \cdot h_3} = \frac{490}{5,47 \cdot 0,62} = 144 \text{ Н/мм}^2;$$

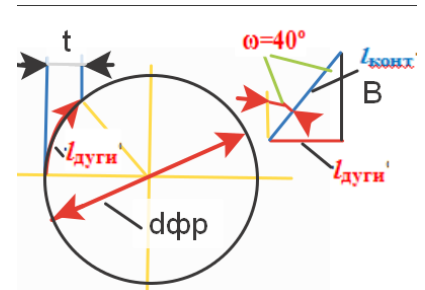


Рис. 8. Расчёт длины дуги сектора  $l_{\text{дуги}}$  и длины контакта гл. режущей кромки фрезы с заготовкой  $l_{\text{конт}}$

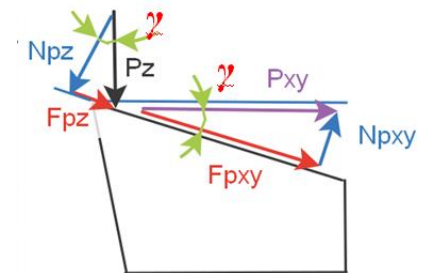


Рис. 9. Составляющие силы резания на передней поверхности в **главной**



Рис. 10. Зоны пластической деформации на передней поверхности в **главной секущей плоскости**

$$q_{Nh} = q_{P_{xy}h} = \frac{P_{yh}}{l(B) \cdot h_z} = \frac{980}{5,47 \cdot 0,62} = 289 \text{ Н/мм}^2.$$

Средний **условный коэффициент трения** на фаске износа по задней поверхности фрезы  $\mu_h = q_{Fh}/q_{Nh} = 144/289 = 0,50$ .

После времени работы  $\tau = 36$  мин:

$P_{x \text{ текущ}} = 620 \text{ Н}$ ;  $P_{z \text{ текущ}} = 790 \text{ Н}$ ;  $P_{y \text{ текущ}} = 1400 \text{ Н}$ ;

На задней поверхности выделяем силы как разность общих сил и сил у неизношенного инструмента. После времени работы  $\tau = 36$  мин:

$P_{xh} = 620 - 220 = 400 \text{ Н}$ ;  $P_{zh} = 790 - 300 = 490 \text{ Н}$ ;  $P_{yh} = 1400 - 420 = 980 \text{ Н}$ ;

$$q_{P_{xh} \text{ уголка}} = \frac{P_{xh}}{l(B) \cdot h_{\text{уголка}}} = \frac{400}{2,6 \cdot 0,62} = 248 \text{ Н/мм}^2; \quad q_{P_{zh}} = \frac{P_{zh}}{l(B) \cdot h_{\text{тенномочка}}} = \frac{490}{2,6 \cdot 0,62} = 304 \text{ Н/мм}^2;$$

$$q_{P_{yh}} = \frac{P_{yh}}{l(B) \cdot h_{\text{тенномочка}}} = \frac{980}{2,6 \cdot 0,62} = 608 \text{ Н/мм}^2.$$

При фрезеровании **твёрдосплавной** фрезой (Рис. 11) на графиках изменения сил резания  $P_y$  в зависимости от времени работы  $\tau$  (мин) фрезы можно выделить 3 области, в которых резко увеличивается величина этой составляющей (на рис. обозначены цифрами 1, 2 и 3). По нашему мнению это связано со сколом вершины одного или нескольких зубьев. Для области 1 это подтверждается ростом составляющих  $P_z$  и  $P_x$  (особенно  $P_x$ ). В областях 2 и 3 скачка этих составляющих сил резания не наблюдается, что косвенно говорит о сколе только на периферии режущих кромок.

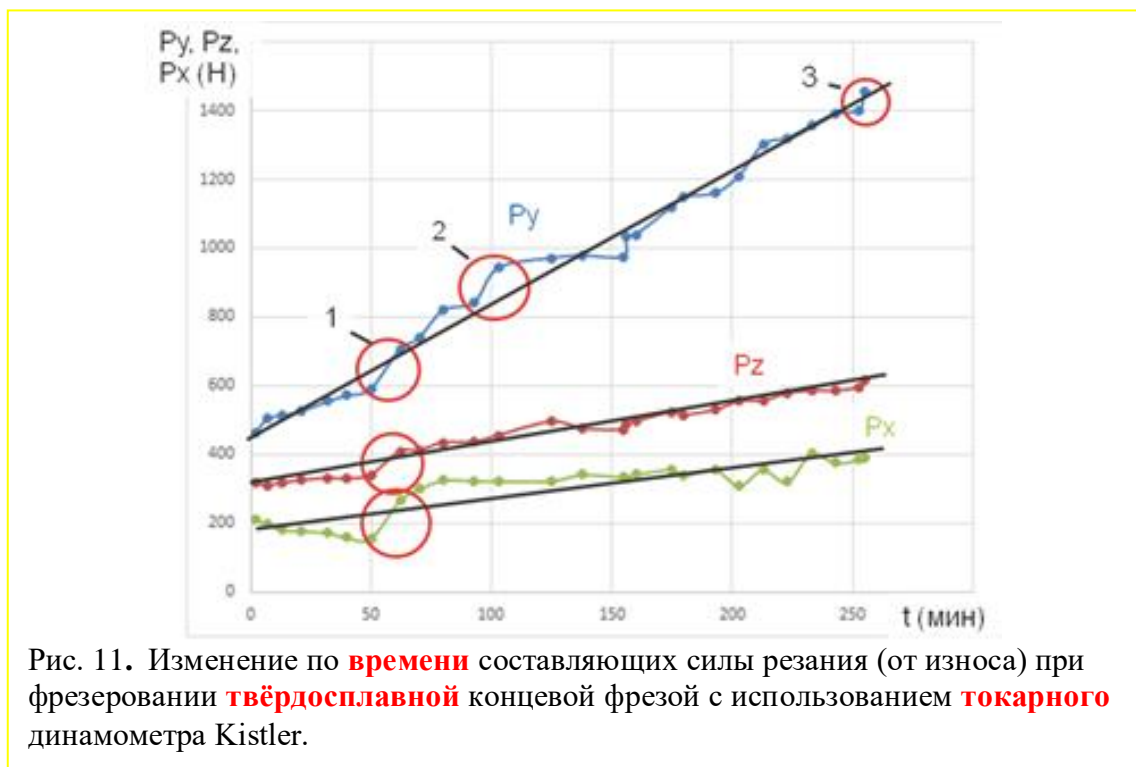


Рис. 11. Изменение по **времени** составляющих силы резания (от износа) при фрезеровании **твёрдосплавной** концевой фрезой с использованием **токарного** динамометра Kistler.

Увеличение длины фаски износа (выкрашивания) по задней поверхности в меньшей степени сказывается на составляющую  $P_z$ , т.к. это приводит к увеличению тангенциальной составляющей силы трения на этой фаске. В связи с малым коэффициентом трения на фаске задней поверхности даже существенное увеличение нормальной контактной нагрузки на фаске из-за износа (т.е. увеличение  $P_y$ ) незначительно скажется на увеличении  $P_z$ .

Изменение сил резания  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  (Н) в зависимости от времени работы  $\tau$  (мин) может быть **аппроксимировано** **прямолинейной** **зависимостью**. Для фрезы №\_\_ формулы для расчёта сил резания:  $P_y = 420 + 3,96 \cdot \tau$  (Н);  $P_z = 310 + 1,2 \cdot \tau$  (Н);  $P_x = 200 + 0,8 \cdot \tau$  (Н).



**Исследование составляющих силы резания  
при концевом фрезеровании заготовки из стали 12X18H10T, полученной по  
аддитивной технологии**

Заготовку из нержавеющей стали 12X18H10T для проведения испытаний получали по технологии прямого лазерного выращивания (LMD – LaserMetalDeposition) из порошкового сырья системы Fe-Cr-Ni-Ti. Изменение параметров облучения (мощность лазера, скорость облучения и расстояние между слоями) влияют на размер ванны расплава и пористость структуры получаемого материала, а, следовательно, и на механические свойства аддитивно изготовленных заготовок. Поэтому заготовки получали на отработанных режимах в одинаковых условиях из порошка одной партии поставки последовательно на одинаковых режимах (табл. 1) и по одной и той же траектории выращивания.

**Табл. 1. Режимы изготовления изделий из стали 12X18H10T  
с использованием метода LMD**

Сплав / Alloy	$P_{laser}, W$	$Dia_{laser}, mm$	$x_{width}, mm$	$h_{width}, mm$	$V_{LMD}, mm/s$	$Q_{powder}, mm^3/min$
12X18H10T(AISI 321)	2400	2.7	1.67	0.8	25	16

**Табл. 2. Химический состав порошка заготовки из 12X18H10T**

Химический элемент, масс% /									
Fe	Cr	Ni	Mn	Si	Ti	Cu	V	Mo	C
Остальное	18,19	10,67	1,14	0,54	0,51	0,18	0,10	0,17	0,06

Полученная заготовка после выращивания имела размеры 190×100×14 мм. Корку на заготовке удаляли путём электроэрозионной резки. Последнее позволило исключить появление на обрабатываемых поверхностях искажения внутренних напряжений.

В качестве режущего инструмента использовались твёрдосплавные концевые фрезы с универсальной геометрией под обработку сталей из группы P. Твёрдый сплав марки H10F имел следующие характеристики: ≈89,4 % масс. карбидов вольфрама, до 0,6 % масс. смешанных карбидов и около 10,0 % масс. кобальта в качестве связки. Размер зерна карбидной фазы 0,5...0,6 мкм, предел прочности при изгибе ≈3200 МПа, а твёрдость HRA 92.

Заготовка закреплялась в специальном приспособлении, установленной в пределах опорной поверхности динамометра (см. рис. 1). Предварительно проводилось моделирование условий закрепления с целью предупреждения коллизий во время испытаний. Динамометр Kistler мод. 9257BA для измерений сил резания был установлен непосредственно на стол фрезерного станка.

Фрезерование заготовок выполняли как вдоль, так и поперёк направления выращивания (подачи при синтезе) образца. В таком случае важно отследить влияние направления роста образца на изменение сил резания и шероховатости обработанной поверхности. Для минимизации влияния фактора охлаждения и смазывания зоны резания фрезерование проводили без использования смазочно-охлаждающей жидкости. Режимы резания принимались согласно табл. 5 с целью экспериментального определения

наибольшей возможной подачи по прочности фрезы и её зубьев, то есть увеличенного объема срезаемой стружки  $Q$



Рис. 1. 3-D модель (а) и внешний вид (б) экспериментального стенда с установленным динамометром, образцом и фрезой

Составляющие силы резания измерялись с использованием трёхкомпонентного динамометра модели 9257ВА фирмы Kistler (Швейцария) (рис. 9). Продолжительность цикла снятия данных составляла 5 секунд с момента установившегося резания, то есть входа в заготовку всех зубьев фрезы. Регистрация сил осуществлялась с частотой получения сигнала 10 кГц.

Вращение фрезы всегда выполнялось по часовой стрелке. Во встроенном программном обеспечении динамометра Kistler символами  $F_z$  (тангенциальная составляющая силы резания, т.е. действующая вертикально вниз),  $F_x$  (осевая составляющая силы резания, т.е. действующая в горизонтальной плоскости вдоль оси вращения шпинделя токарного станка слева направо),  $F_y$  (радиальная составляющая силы резания, т.е. действующая в горизонтальной плоскости перпендикулярно оси вращения шпинделя токарного станка по направлению к оператору) указано направление сил, характерное для классической токарной обработки, символами которых обозначаются графики изменения этих составляющих на мониторе динамометра. На рис. 9 они обозначены первыми по порядку символами  $F_z$ ,  $F_x$ ,  $F_y$ . При

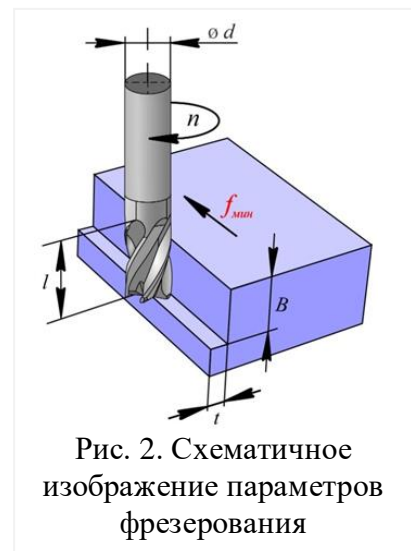


Рис. 2. Схематичное изображение параметров фрезерования



Рис. 3. Схема действия сил резания на фрезу относительно системы координат динамометра

фрезеровании с помощью динамометра невозможно измерить (выделить) тангенциальную  $P_z$  и радиальную  $P_y$  силы резания, действующие на зуб фрезы и, соответственно, от зуба фрезы на динамометр, из-за поворота (вращения) фрезы (рис. 4).

При малой глубине резания  $t = 1$  мм и существенно большим диаметре фрезы  $d = 12$  мм (соотношение  $t/d < 0,1$ ) и направлении минутной подачи стола  $f_{мин}$  поперёк динамометра эти направления соответствуют другой системе сил, действующим на заготовку со стороны зуба фрезы в момент врезания зуба фрезы в заготовку (указаны третьими по порядку символами):  $F_z = P_x = P_x$ ,  $F_x = P_h \approx P_z$ ,  $F_y = P_v \approx P_y$ . Этими же цветами ( $F_z$  – фиолетовый,  $F_x$  – синий,  $F_y$  – красный) эти силы и графики их изменения обозначаются на мониторе. Переходя к системе сил, действующих на заготовку со стороны зуба фрезы, будут использоваться следующие приближения:  $P_x = F_z$ ,  $P_y \approx F_y$ ,  $P_z \approx F_x$ . Таким образом, нужно понимать, что в интерфейсе программного обеспечения KistlerDynoWare в момент врезания зуба фрезы в заготовку  $F_z$  означает, что на самом деле это  $P_x$ ;  $F_x$  означает, что на самом деле это  $P_z$ ;  $F_y$  означает, что на самом деле это  $P_y$ .

Измерения шероховатости поверхности обрабатываемых образцов производились с использованием профилометра модели SJ-210 фирмы Mitutoyo (Япония) (рис. 5). Измерения выполнялись на пяти произвольных участках на исходной заготовке перед фрезерованием и после удаления слоя толщиной, равной ширине фрезерования  $B$  (см. рис. 2). Для измерений и обработки данных исходного профиля шероховатости использовалась методика согласно EN ISO 4288.

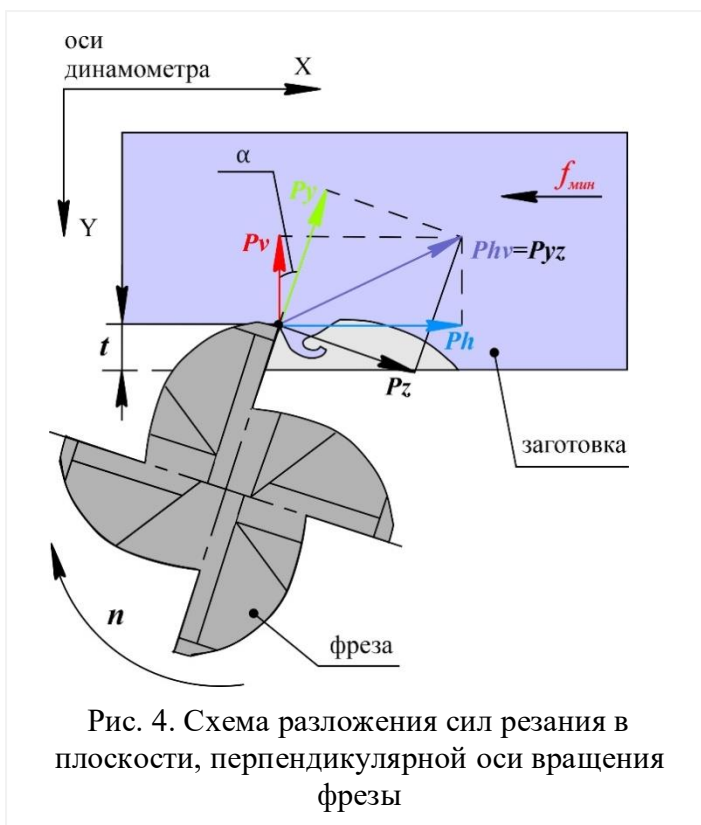


Рис. 4. Схема разложения сил резания в плоскости, перпендикулярной оси вращения фрезы

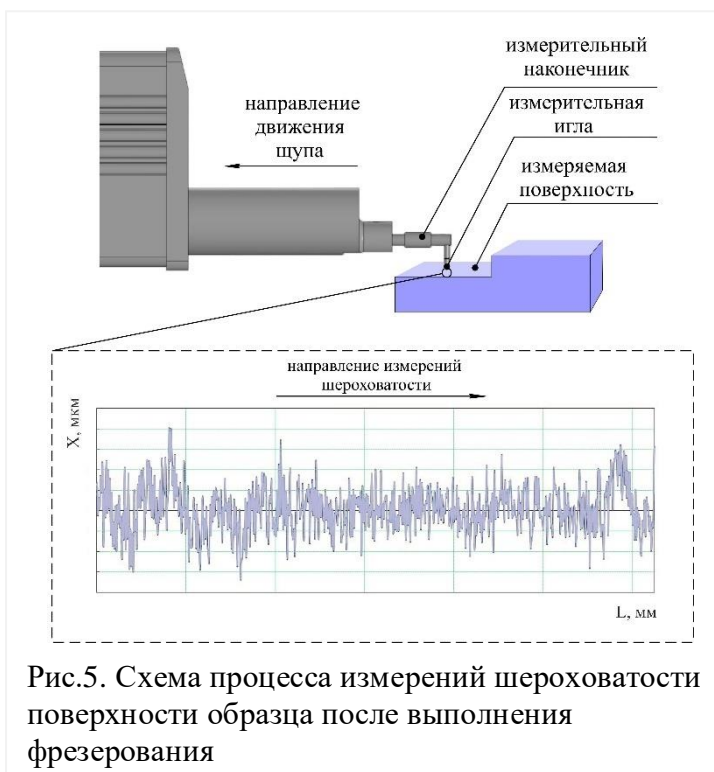


Рис.5. Схема процесса измерений шероховатости поверхности образца после выполнения фрезерования

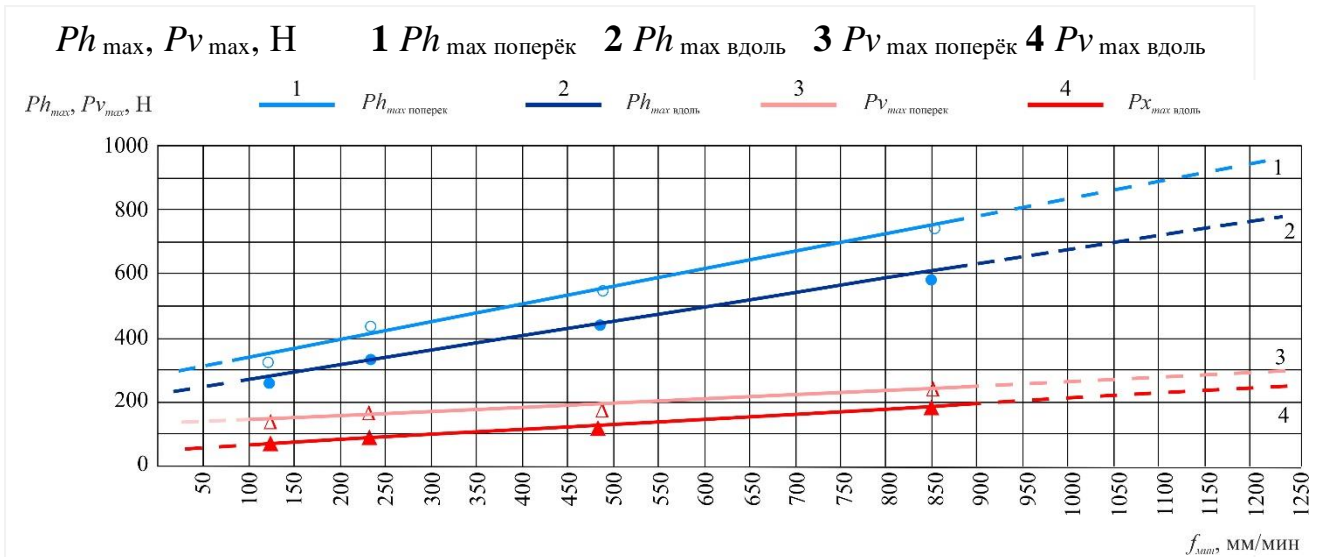


Рис. 6. График изменения наибольших значений сил резания  $Ph$ ,  $Pv$  и  $Px$  (Н) в зависимости от подачи  $f_{\min}$  (мм/мин) ( $B = 7$  мм,  $V = 75$  м/мин,  $t = 1$  мм)

Прямая пропорциональность графиков  $Ph_{\max} = f(f_{\min})$ ,  $Pv_{\max} = f(f_{\min})$  от величины минутной подачи  $f_{\min}$  (см. рис. 12) позволяет при  $t = 1$  мм и указанных остальных режимах резания использовать уравнения, описываемые линейной зависимостью:

$$Ph_{\max \text{ поперёк}} = 266,4 + 0,556 \cdot f_{\min} \quad (1)$$

$$Ph_{\max \text{ вдоль}} = 200 + 0,545 \cdot f_{\min} \quad (2)$$

$$Pv_{\max \text{ поперёк}} = 100,4 + 0,899 \cdot f_{\min} \quad (3)$$

$$Pv_{\max \text{ вдоль}} = 46,2 + 0,135 \cdot f_{\min} \quad (4)$$

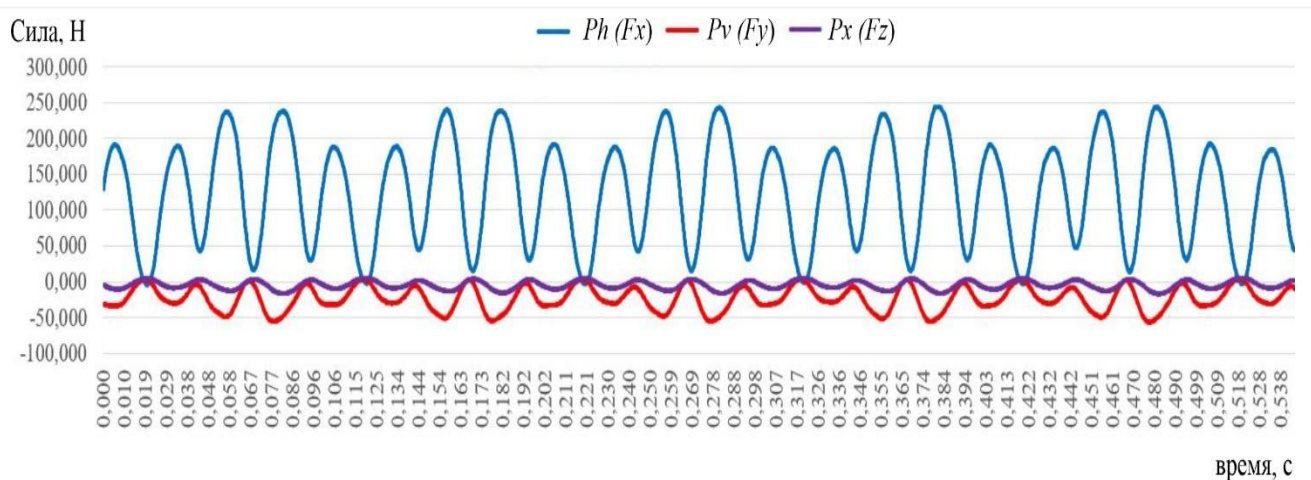


Рис. 7. Пример графика изменения составляющих силы от времени резания в процессе фрезерования вдоль направления выращивания ( $B = 7$  мм,  $V = 75$  м/мин,  $t = 1$  мм,  $f_{\min} = 120$  мм/мин)

$P_{V \max}, P_{\phi \max}, \text{Н}$      $V = 75 \text{ м/мин}$ : 1  $P_{\phi \max}$  поперёк    2  $P_{\phi \max}$  вдоль    3  $P_{V \max}$  поперёк    4  $P_{V \max}$  вдоль  
 $V = 94 \text{ м/мин}$ : 5  $P_{\phi \max}$  поперёк    6  $P_{\phi \max}$  вдоль    7  $P_{V \max}$  поперёк    8  $P_{V \max}$  вдоль  
 $V = 75 \text{ м/мин}$     1  $P_{\phi \max}$  поперек    2  $P_{\phi \max}$  вдоль    3  $P_{V \max}$  поперек    4  $P_{V \max}$  вдоль  
 $V = 94 \text{ м/мин}$     5  $P_{\phi \max}$  поперек    6  $P_{\phi \max}$  вдоль    7  $P_{V \max}$  поперек    8  $P_{V \max}$  вдоль

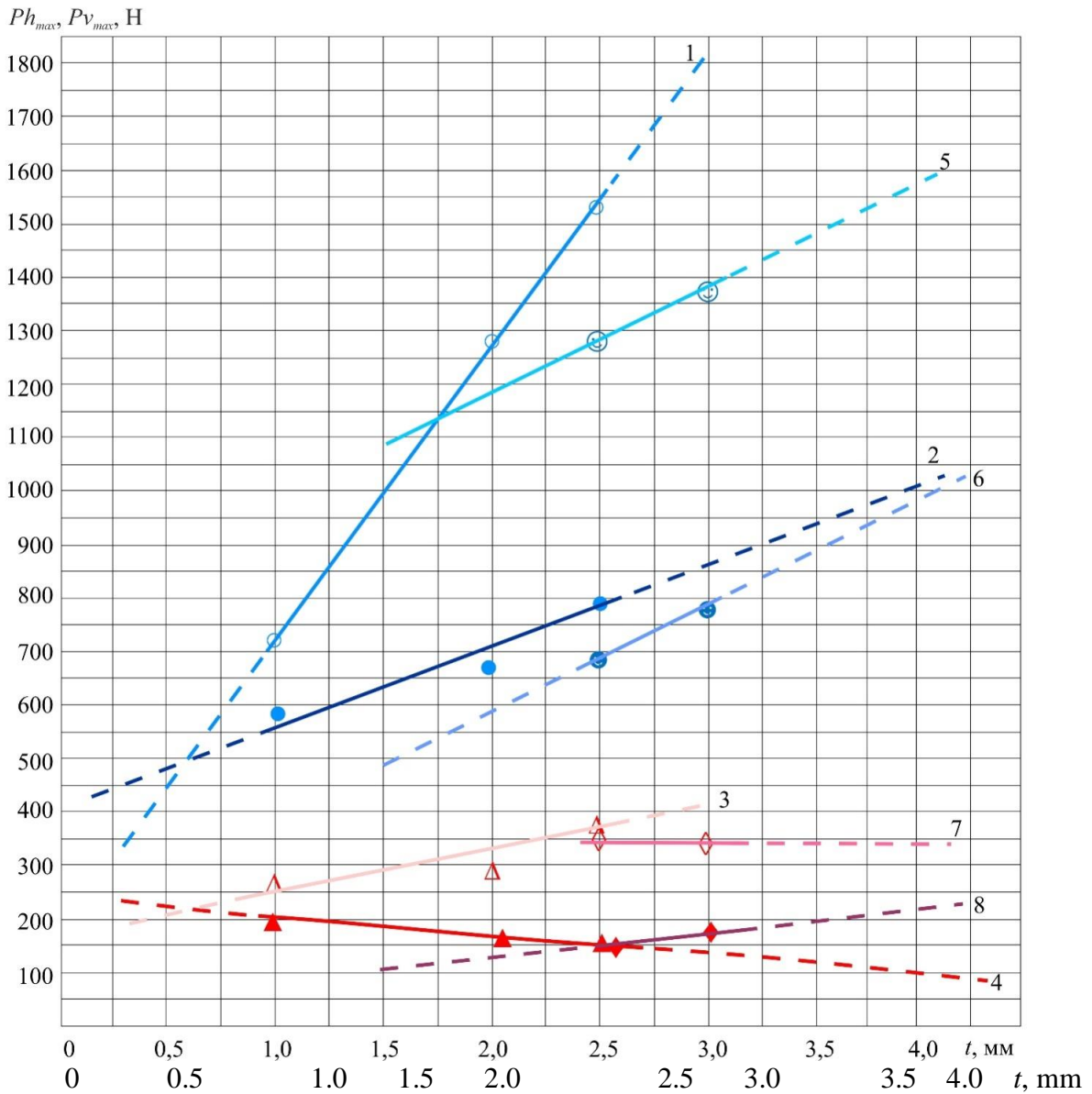
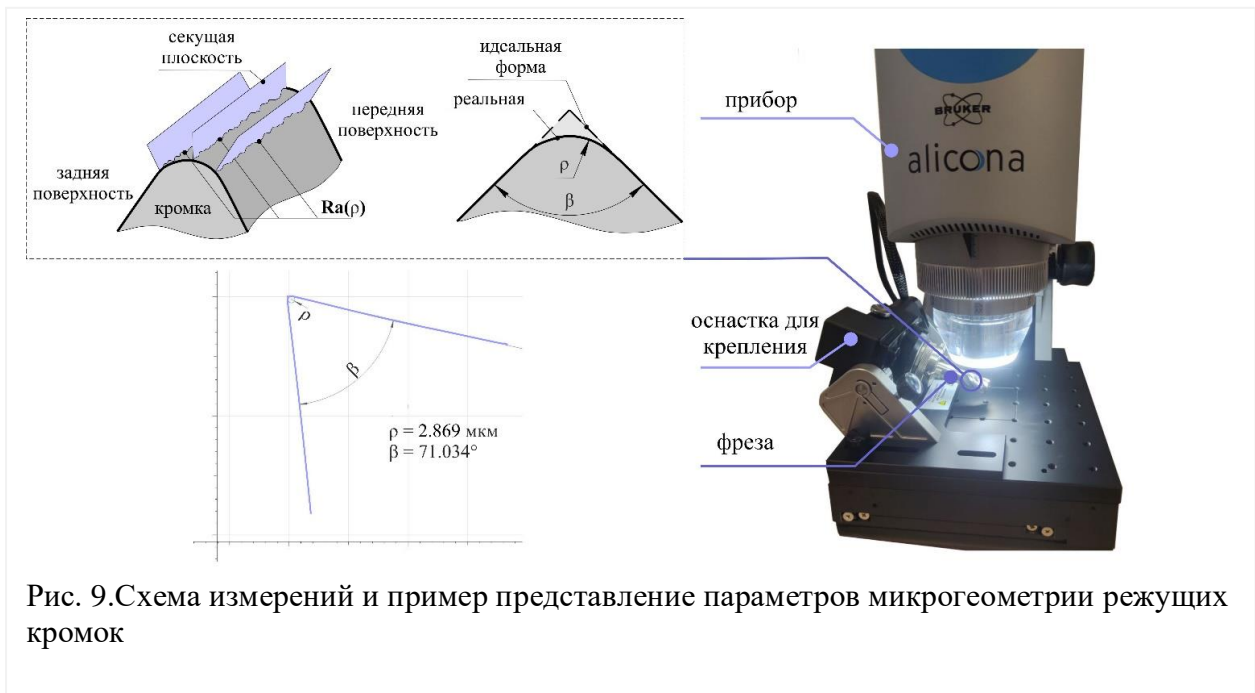


Рис. 8. Составляющие силы резания  $P_{\phi}$  и  $P_V$  (Н) при фрезеровании на различных режимах в зависимости от глубины резания  $t$  (мм) при  $B = 7 \text{ мм}$ ,  $V = 75 \text{ м/мин}$

До и после фрезерования выполнялось измерение радиуса округления режущих кромок зубьев фрезы (см. рис. 9).



## Исследование качества обработанной поверхности при круглом шлифовании

Наружное круглое шлифование деталей применяется для обработки наружных поверхностей при вращении заготовки в центрах или патроне (рис. 1).

Существует два вида такого шлифования – с продольной подачей и врезное. Первый способ применяется, когда длина детали намного больше высоты (ширины) круга. Поступательное движение круга вдоль оси детали ( $S_{об}$ , мм/оборот заготовки) выполняется, чтобы пройти всю поверхность, при этом круг и деталь, вращаются в разные стороны. Круг вращается обычно против часовой стрелки если смотреть на шпиндель станка со стороны задней бабки, т.е. чтобы искры летели вниз и не мешали рабочему.

При врезном шлифовании длина детали меньше высоты круга или равна ей (рис. 2). Поступательной подачи не требуется, так как за один подход можно обработать всю деталь, но при большой ширине контакта с заготовкой радиальная сила большая, дефекты периферии поверхности круга копируются на обрабатываемой поверхности.

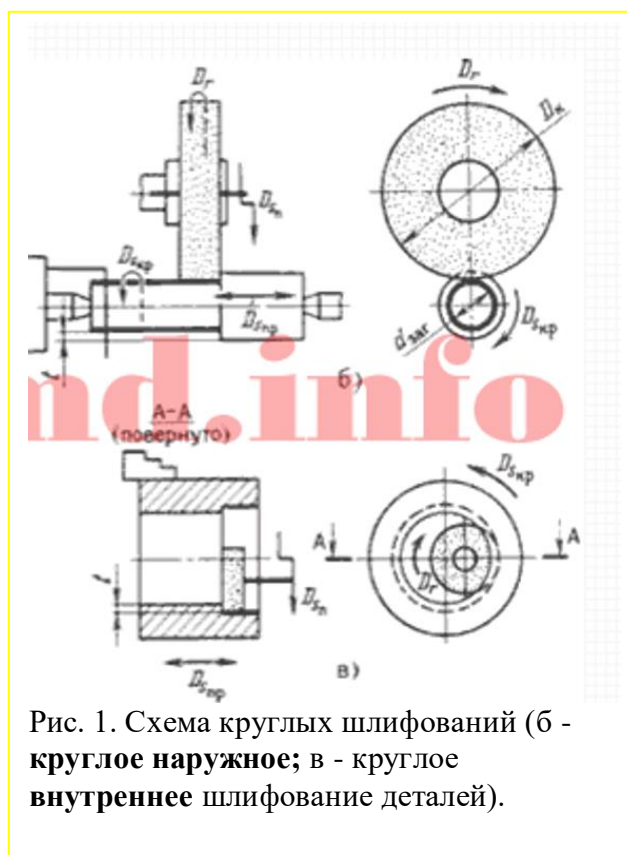


Рис. 1. Схема круглых шлифований (б - круглое наружное; в - круглое внутреннее шлифование деталей).



Рис. 2. Круглое врезное шлифование.



Рис. 3. Круглое продольное шлифование с подшлифовкой торца уступа заготовки.

**Внутреннее шлифование** используется для обработки внутренних поверхностей деталей, имеющих цилиндрическую, коническую или фасонную форму с прямой образующей. Метод имеет несколько разновидностей, но по принципу похож на внешнее **круглое шлифование**.

В качестве **абразивных материалов** используются алмаз, гранат, наждак, пемза, кварц, **корунд** и другие материалы, обладающие высокой твердостью **абразива (зерна)** (табл. 1). Необходимо отличать **твёрдость абразива (зерна)** от **твёрдости круга (твёрдость абразивного инструмента)**, которая показывает **прочность сцепления зёрен** в круге.

**Материал абразивных зёрен.**

**Нормальный электрокорунд:** 13А — для абразивного инструмента на органической связке; **14А** — для абразивного инструмента на керамической и органической связках, шлифовальной шкурки, для обработки свободным зерном; **15А** — для абразивного инструмента на керамической связке, в том числе прецизионного классов АА, А, шлифовальной шкурки.

**Белый электрокорунд:** 23А, 24А - для абразивного инструмента, шлифовальной шкурки, обработки свободным зерном; **25А** – для абразивного инструмента на **керамической** связке, в том числе прецизионного инструмента классов АА, А.



Рис. 4. Круглое внутреннее шлифование.

Табл.1. Твёрдость зёрен

Материалы	Шкала Моха (Moh scale)	Шкала Кнопа (Knoop scale)
<b>Обычное стекло</b>		300 - 500
Закалённая сталь, HRC (Rockwell C) 60.5		740
<b>Кварц (Quartz)</b>	7	820
Синтетическая синяя шпинель		1270
Топаз (Topaz)	8	1350
Гранат (Garnet)		1350
<b>Твёрдые сплавы (Cemented carbides)</b>		1400 - 1800
<b>Карбид вольфрама (Tungsten carbide (not cemented))</b>		1880
Оксид алюминия и корунд (электрокорунд) (Aluminum oxide (Alundum) and corundum)	9	2000
<b>Карбид кремния (Silicon carbide (Crystolon))</b>		2500
<b>Карбид бора (Boron carbide (Norbide))</b>		2800
<b>Алмаз</b> натуральный и искусственный (Diamond (mined or manufactured))	10	Больше чем 7000

Одной из важнейших характеристик абразивных инструментов является **зернистость**. Чем меньше зерно, тем меньше **шероховатость** обработанной поверхности.



**Табл. 2. Область применения абразивных инструментов различной зернистости**

25; 20; 16	Чистовое шлифование деталей, заточка режущих инструментов, предварительное алмазное шлифование, <b>профильное шлифование</b> с параметром шероховатости $Ra=1,25 - 0,16$ мкм. Шлифование хрупких материалов
40; 32	<b>Предварительное и чистовое</b> шлифование деталей с параметром шероховатости поверхности $Ra = 2,5-0,32$ мкм. Заточка режущих инструментов
50; 63	<b>Предварительное круглое наружное, внутреннее, бесцентровое и плоское шлифование</b> с параметром шероховатости поверхности $Ra = 2,5 - 0,63$ мкм. Отделка металлов и неметаллических материалов. Шлифование <b>вязких материалов</b> . Заточка крупных и средних резцов. <b>Отрезка</b> . Правка инструмента

Твёрдость круга (твёрдость абразивного инструмента) показывает прочность сцепления зёрен в круге. Твёрдость круга (абразивного инструмента) варьируется от весьма мягких (ВМ) до чрезвычайно твердых (ЧТ). В процессе шлифования острые кромки абразивных зёрен в круге затупляются, круг режет с меньшей эффективностью, начинаются **прижоги** обработанной поверхности, появляется вибрация, отклонение от плоскостности. Изношенные зёрна должны **удаляться за счёт увеличения силы резания**, поэтому твёрдость круга должна быть тем меньше, чем твёрже обрабатываемая поверхность заготовки, т.е. должно обеспечиваться условие самозатачивания.

Мягкие и **среднемягкие круги М2 - СМ2** используются для плоского шлифования торцом круга (на бакелитовой связке), **периферией круга** (на **керамической** связке), для шлифования заготовок и заточки инструментов из твердых сплавов, минералокерамики и **закаленных углеродистых и легированных сталей**, для шлифования цветных металлов и сплавов.

**Среднемягкие и средние круги СМ2 - С2** — для **чистового (круглого, бесцентрового, внутреннего плоского периферией круга) шлифования** заготовок из **закаленных сталей**; для шлифования резьб с крупным шагом.

Между собой зёрна скрепляются **связкой (компаундами)**, образуя твердую шероховатую поверхность с определённой **пористостью**. Поры необходимы для образования места для размещения образующейся стружки. Чаще всего стружка имеет сферическую форму, т.к. частично выгорает.

Круги **высоких номеров структур** изготавливают **высокопористыми**: поры и капилляры в них сообщаются между собой за счет использования **выгорающих порообразователей** или газообразующих веществ. В характеристике **высокопористых** кругов дополнительно указываются данные о марке порообразователя, его зернистости и объемном содержании, %. Например, в маркировке круга **24А 16 М2 8К5/ПСС 40 15** указано, что порообразователем является полистирол общего назначения марки ПСС зернистостью 40, объемное содержание которого в абразивной массе при прессовании составляет 15%.

Пористость круга указывается номером структуры (табл. 3). Чем больше номер структуры, тем больше пористость, тем больше может быть установлена подача и глубина резания (т.е. будет больше производительность при шлифовании), но тем больше возможна шероховатость обработанной поверхности.



Рис. 5. Структура круга: зёрна, связка, поры

**Табл. 3. Области применения абразивных инструментов с разными номерами структур**

Номер структуры	Объемное содержание шлифовального материала, %	Область применения
1-3	60-56	Шлифование деталей с малым съемом материала кругами на бакелитовой и керамической связках
3, 4	56, 54	Отрезка. Шлифование с большими подачами и переменной нагрузкой. Профильное шлифование. Шлифование твердых и хрупких материалов
<b>5, 6</b>	52, 50 %	<b>Круглое наружное</b> , бесцентровое, <b>плоское периферией круга</b> шлифование металлов с высоким сопротивлением разрыву
<b>7, 8</b>	48, 46 %	Шлифование <b>вязких металлов</b> с низким сопротивлением разрыву. <b>Внутреннее шлифование</b> , заточка инструментов, плоское шлифование торцом круга
9-12	44-38	Скоростное шлифование. Профильное шлифование мелкозернистыми кругами. Шлифование резьбы. Шлифование с уменьшенным тепловыделением в зоне резания
<b>14-16</b>	34-30	Шлифование неметаллических материалов, металлов с <b>низкой теплопроводностью</b> (устранение ожогов и трещин)

Обозначение круга: **24А 16 М2 8 К5** означает, что круг электрокорундовый марки 24А зернистостью 16, твердостью М2, номер структуры 8, связка керамическая К5.

**Классы точности** абразивных инструментов: по предельным отклонениям размеров, формы и расположения, устанавливают классы точности абразивного инструмента.

Шлифовальные круги изготавливают **трех классов** точности: АА; А; Б.

Для кругов класса точности Б используют шлифовальные материалы со всеми индексами, характеризующими содержание основной фракции: В, П, Н и Д; для кругов **класса точности А — только с индексами В, П, Н**; для кругов класса точности АА — только с индексами В, П, т. е. с высоким и повышенным (до 55% при зернистости 200 — 4) содержанием основной фракции.

Величины предельных отклонений зависят от номинальных размеров инструментов по **наружному диаметру D, высоте H, диаметру посадочного отверстия d**.

**Классы неуравновешенности** шлифовальных кругов.

Состояние шлифовального круга, характеризующееся таким распределением масс, которое во время вращения вызывает **переменные нагрузки** на опорах шпинделя станка и его изгиб, называют **неуравновешенностью** круга. Неуравновешенной точечной массой круга называют условную массу, радиус-вектор (эксцентриситет) которой относительно оси посадочного отверстия равен радиусу наружной поверхности (периферии). В зависимости от допустимых неуравновешенных масс для шлифовальных кругов на керамической, бакелитовой, вулканитовой и специальных органических связках установлено четыре класса неуравновешенности шлифовальных кругов, обозначаемых цифрами 1, 2, 3 и 4.

Допустимые неуравновешенные массы **контролируют на станках для статической балансировки**, основной частью которых являются два параллельно расположенных цилиндрических валика одинакового диаметра.

При контроле неуравновешенности в Т-образные пазы на периферии оправки, на которой устанавливается круг, устанавливают грузы с массой (с учетом массы зажимов), равной допустимой неуравновешенной массе. Если после установки круга с балансировочной оправкой на балансировочный станок контрольный груз будет подниматься и занимать верхнее положение, то такой круг не отвечает требованиям данного класса

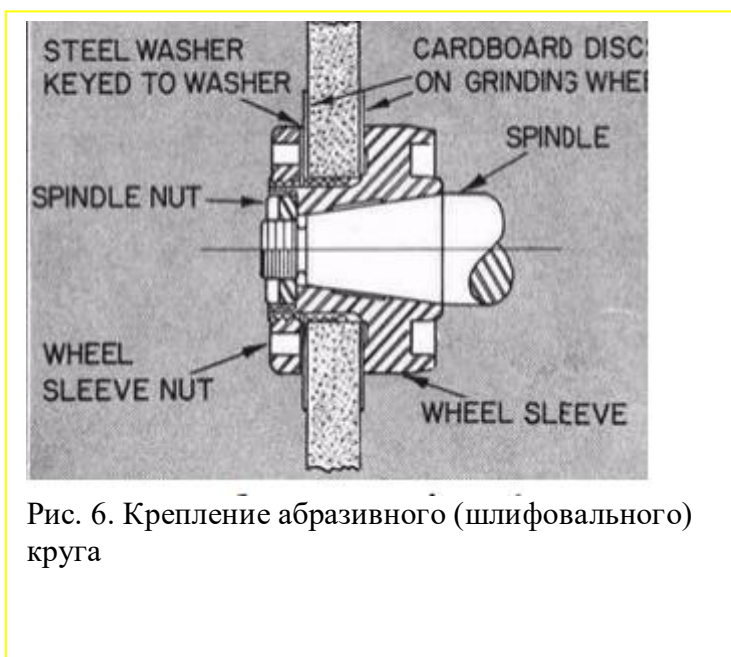


Рис. 6. Крепление абразивного (шлифовального) круга

неуравновешенности по ГОСТ 3060-75. Для обеспечения

статической балансировки грузики перемещаются в Т-образных пазах так, чтобы при установке оправки с кругом на горизонтальные ножи оправка не катилась.

При маркировке в условном обозначении кругов указывают класс неуравновешенности: 1, 2, 3, 4 после величины рабочей скорости круга, например: 35 м/с 1 кл. А - маркировка для круга с рабочей скоростью на периферии круга 35 м/с, 1-го класса неуравновешенности, класса точности А.

Табл. 4. Параметры резания при шлифовании, заточке и доводке

Обрабатываемый материал	Характеристика процесса	$v_{\text{круга}}$ м/с	Скорость <b>заготовки</b> $v_z$ , м/мин	Глубина резания $t$ мм	Продольная подача $s$ , мм/об заг	Радиальная подача $s_p$ , мм/об
<b>Круглое наружное шлифование</b>						
Конструкционные металлы и инструментальные стали	продольная подача на <b>каждый ход:</b> предварительное окончательное продольная подача на <b>двойной ход</b>	30-35	12-25 15-55 20-30	0,01-0,025 0,005-0,015 0,015-0,05	(0,3-0,7)× $B$ (0,2-0,4)× $B$ (0,3-0,7)× $B$	---
	Врезное: предварительное окончательное	30-35	30-50 20-40	---	---	0,0025- 0,075 0,001- 0,005
Твердые сплавы	продольн. подача: предварительное окончательное	20-30 30-35	10-20 20-30	0,0075-0,01	0,5-0,8 м/мин 0,3-0,5 м/мин	---
<b>Круглое внутреннее шлифование</b>						
Конструкционные металлы и инструментальные стали	обычные станки: предварительное окончательное	30-35	20-40	0,005-0,02 0,0025-0,01	(0,4-0,7)× $B$ (0,25-0,4)× $B$	---
	полуавтоматически: предварительное окончательное		50-150	0,0025-0,005 0,0015-0,0025	(0,4-0,75)× $B$ (0,25-0,4)× $B$	----

Обрабатываемый материал	Характеристика процесса	$v_{\text{крута}}$ м/с	Скорость заготовки $v_3$ , м/мин	Глубина резания $t$ мм	Продольная подача $s$ , мм/об заг	Радиальная подача $s_r$ , мм/об
<b>Круглое наружное шлифование</b>						
Конструкционные металлы и инструментальные стали	продольная подача на <b>каждый ход:</b> предварительное окончательное продольная подача на <b>двойной ход</b>	30-35	12-25 15-55 20-30	0,01-0,025 0,005-0,015 0,015-0,05	$(0,3-0,7) \times B$ $(0,2-0,4) \times B$ $(0,3-0,7) \times B$	---
	Врезное: предварительное окончательное	30-35	30-50 20-40	---	---	0,0025-0,075 0,001- 0,005
Твердые сплавы	продольн. подача: предварительное окончательное	20-30 30-35	10-20 20-30	0,0075-0,01	0,5-0,8 м/мин 0,3-0,5 м/мин	---
<b>Круглое внутреннее шлифование</b>						
Конструкционные металлы и инструментальные стали	обычные станки: предварительное окончательное	30-35	20-40	0,005-0,02 0,0025-0,01	$(0,4-0,7) \times B$ $(0,25-0,4) \times B$	---
	полуавтоматически: предварительное окончательное		50-150	0,0025-0,005 0,0015-0,0025	$(0,4-0,75) \cdot B$ $(0,25-0,4) \cdot B$	----

**Эффективная мощность (мощность резания), кВт, при шлифовании периферией круга с продольной подачей**

$$N = C_N \times v_3^r \times t^x \times s^y \times d^q \cdot (\text{кВт})$$

при **врезном шлифовании** периферией круга

$$N = C_N \times v_3^r \times t^x \times s^y \times d^q \cdot (\text{кВт})$$

где  $d$  — диаметр шлифования (диаметр заготовки), мм;  $b$  - ширина шлифования, мм, равная длине шлифуемого участка заготовки при круглом врезном шлифовании и поперечному размеру поверхности заготовки при шлифовании торцом круга;  $s$  – **продольная** подача при круглом шлифовании (мм/об. заг.);  $s_r$  – **поперечная** подача при врезном шлифовании (мм/об. заг)

Значения **коэффициента  $C_N$**  и показателей степени в формулах приведены в табл. 5 [1, стр. 56].

**Табл. 5. Значение коэффициента и показателей степеней в формулах мощности.**

Вид шлифования	Обрабатываемый материал	Шлифовальный круг		Коэффициент и показатели степени					
		Зернистость	Твердость	$C_N$	$r$	$x$	$y$	$q$	$z$
Круглое наружное подача на двойной ход; подача на каждый ход; врезное	СЗН	50-40	СМ1-СМ2	1,3	0,75	0,85	0,7		
		50	СМ2	2,2	0,5	0,5	0,55		
		40	СМ1-С1	2,65	0,5	0,5	0,55		
		50	С1	0,14	0,8	0,8	---	0,2	1,0
Круглое внутреннее	СН	40	С1	0,27	0,5	0,4	0,4	0,3	
		50-40	СМ1-С1	0,36	0,35				
	СЗ	25	СМ1	0,3	0,35				
		Ч	40	СМ1	0,81	0,55	1,0	0,7	0,3
Круглое бесцентровое: напроход врезное	СН	40-25	С1-СТ1	0,1	0,85	0,6	0,7	0,5	-
		25	СМ2	0,075					
	СЗ	40	СМ1-С1	0,28					-
		25	СМ1-С1	0,34	0,6	0,6	0,5	0,5	
СЗН	40	СМ1-С1	0,07	0,65	0,65	---	0,5	1,0	
	Плоское периферией круга на станках с: прямоугольным столом с круглым столом	СН	50	СМ2	0,52	1,0	0,8	0,8	
			С1	0,59					
			СТ2	0,68					
	50-40	МЗ-С1	0,53	0,8	0,65	0,7			
	СЗ	50-40	МЗ-СМ1	0,7	0,7	0,5	0,5	-	-

**Примечание к Табл. 5** (Значение коэффициента и показателей степеней в формулах мощности):

\*<sup>1</sup> Круги на бакелитовой связке; во всех остальных случаях связка керамическая.

\*<sup>2</sup> Круг кольцевой.

\*<sup>3</sup> Круг сегментный.

**Примечания:** 1. СЗН – сталь закаленная и незакаленная;

СЗ – сталь закаленная;

СН – сталь незакаленная;

Ч – чугун.

2. Абразивный материал: электрокорунд – при обработке стали,  
карборунд – при обработке чугуна.

**Качество** шлифованной поверхности характеризуется твердостью поверхностного слоя, структурными изменениями, остаточными напряжениями и отсутствием прижогов и трещин. Поверхностные дефекты в значительной мере вызываются высокими температурами в месте контакта круга с обрабатываемой деталью. Предварительно закаленные стали при шлифовании претерпевают изменения внутреннего состояния, к которым относятся объемные изменения, вызывающие появление напряжений в поверхностном слое. Для нормально закаленной углеродистой стали при отпуске в интервале температур 80-200 °С происходит превращение, связанное с уменьшением объема. Отпуск в интервале 200-260 °С вызывает превращение с некоторым увеличением объема. Отпуск в пределах 260-400 °С сопровождается уменьшением объема. Объемные изменения при шлифовании могут вызвать образование трещин. Чувствительность стали к прижогам и трещинам возрастает с повышением твердости, а также с увеличением содержания легирующих добавок.

**Влияние технологических факторов на тепловыделение при шлифовании.** При шлифовании выделяется теплота за счет трения между кругом и деталью и высокой скорости резания. Это количество теплоты возрастает с увеличением подач и скорости круга. Однако круговая подача и подача на глубину неодинаково влияют на температуру

шлифования. Температура шлифования зависит от времени воздействия источника теплоты на обрабатываемую поверхность: с увеличением скорости детали она сокращается, а с увеличением подачи на глубину возрастает продолжительность воздействия источника теплоты на обрабатываемую поверхность.

Поэтому температура шлифования значительно сильнее возрастает с увеличением подачи на глубину, чем с увеличением окружной скорости детали. Низкая теплопроводность шлифовального круга из обычных абразивных материалов вызывает переход большей части теплоты в деталь. Основное количество теплоты, выделяющейся при шлифовании, распределяется между деталью (77-86 %) и кругом (12-15%).

Стружка уносит небольшую часть теплоты (2-8 %), так как основное количество теплоты должно быть отведено деталью. Большое значение имеет теплопроводность обрабатываемого металла. С понижением теплопроводности обрабатываемого металла температура шлифования возрастает. Температура шлифования зависит также от характеристики круга. С увеличением твердости круга и при работе засаленным кругом температура шлифования возрастает. Количество выделяемой теплоты зависит от ряда влияющих технологических факторов.

**Влияние подач.** С увеличением интенсивности удельного съема металла  $Q_{уд}$  (произведения подач  $v_{дs_{дt}}$ ) температура шлифования возрастает. Однако отдельные виды подач неодинаково влияют на температуру шлифования. Температура шлифования возрастает сильнее с увеличением подачи на глубину, а увеличение скорости детали и продольной подачи влияет в меньшей степени. С увеличением скорости детали величина растягивающих напряжений уменьшается.

**Влияние абразивного материала.** Круги 20-30А выделяют меньше теплоты в зоне шлифования, чем круги 10-20А. Наименьшее количество теплоты выделяется при шлифовании кругами 50-60С.

**Влияние скорости круга  $v_k$ .** Температура шлифования возрастает с увеличением скорости круга в степени 0,25-0,35. С повышением  $v_k$  возрастает величина остаточных растягивающих напряжений в поверхностном слое, а также глубина их залегания.

**Влияние зернистости круга.** Температура шлифования снижается с уменьшением зернистости с № 40 до № 25, что объясняется меньшим радиусом округления у вершин зерен. При дальнейшем уменьшении размеров зерен до № 16 и № 12 наблюдается увеличение температуры, что объясняется большей склонностью круга к притуплению и засаливанию.

**Влияние материала связки.** Применение кругов на бакелитовой и силикатной связках снижает интенсивность теплообразования в зоне резания по сравнению с кругами на керамической связке. Опасность появления прижогов и трещин наиболее вероятна при шлифовании кругами на вулканитовой связке.

**Влияние пористости круга.** С повышением пористости круга уменьшается появление прижогов на шлифуемой поверхности.

**Влияние твердости круга.** С повышением твердости круга возрастает температура шлифования за счет меньшего количества выпадающих затупившихся зерен и большего засаливания рабочей поверхности круга. В настоящее время применяют круги с прерывистой поверхностью или круги, состоящие из отдельных сегментов с различными физико-механическими свойствами (например, различной твердостью), при этом существенно понижается температура шлифования.

**Термические дефекты, вызываемые шлифованием.** 1. Пятна прижога выявляются по цвету побежалости на шлифованной поверхности. 2. Отпуск с понижением твердости шлифованной поверхности. 3. Трещины на шлифованной поверхности (могут возникнуть не сразу после шлифования, а спустя несколько часов или дней). Трещины могут быть термического или шлифовального происхождения (табл. 7.2).

По причине возникновения различают три группы прижогов:

- 1) сплошной прижог, который является следствием чрезмерного режима шлифования и завышенной твердости круга и его сильного затупления;
- 2) прижоговые пятна, которые являются следствием вибрации круга и биения шпинделя детали, неравномерной подачи, неправильной формы круга при изнашивании, неравномерном распределении припуска, засаливании круга, неисправности опор шпинделя;
- 3) штриховые прижоги, которые являются следствием неоднородной структуры круга, неправильной установки детали, недостаточной очистки СОЖ.

Таблица 6. Различия между трещинами шлифовочного и термического происхождения

Трещины	Характеристика трещин	Причина образования	Возникновение трещин
Шлифовочные	Тонкие (волосяные) трещины в виде сетки или петлеобразного рисунка. Расположение только на поверхности. Образуются за границами зерен на основе нового образования мартенсита	Повышенный нагрев обрабатываемой поверхности в процессе шлифования с последующим быстрым охлаждением сож	На закаленных сталях
Закалочные	Более крупные прямолинейные трещины, межкристаллические, обычно образуются вдоль зон охлаждения	Высокие закалочные напряжения, превышающие прочность обрабатываемого материала	После закалки ТВЧ

Проведённые исследования (Блурцян Д.Р., Блурцян Р.Ш., Блурцян И.Р. Исследование закономерностей формирования погрешностей формы и шероховатости при врезном бесцентровом шлифовании цапф крестовин карданных валов в зависимости от состава и схемы подвода в зону шлифования технологической охлаждающей жидкости/ *Машиностроение и безопасность жизнедеятельности*, 2013, № 2) (см. рис. 7 и 8) показали, что при использовании 5% водного раствора НГЛ-205 по сравнению с 5% эмульсола и 0,25% кальцинированной соды повышается качество обработанной, а увеличение содержания эмульсола НГЛ-205 в растворе с 1,6 до 10% ведет к уменьшению высоты микронеровностей и некоторому повышению некруглости за счет увеличения проскальзывания.

Сравнением качества цапф крестовин ЗИЛ ( $V_u = 33,6$  м/с;  $V_b = 72$  м/мин,  $t = 5,4$  мм/мин;  $\delta = 0,04$  мм;  $T_b = 5$  с), шлифованных при подаче технологической охлаждающей жидкости методами обильного полива и врезонным с подачей струи жидкости перпендикулярно периферии кругов установлено, что  $\varepsilon_a$ ,  $v_a$  и  $R_a$  практически не меняется. Некоторое улучшение наблюдается при направлении струи жидкости **параллельно оси** вращения шлифовального круга.

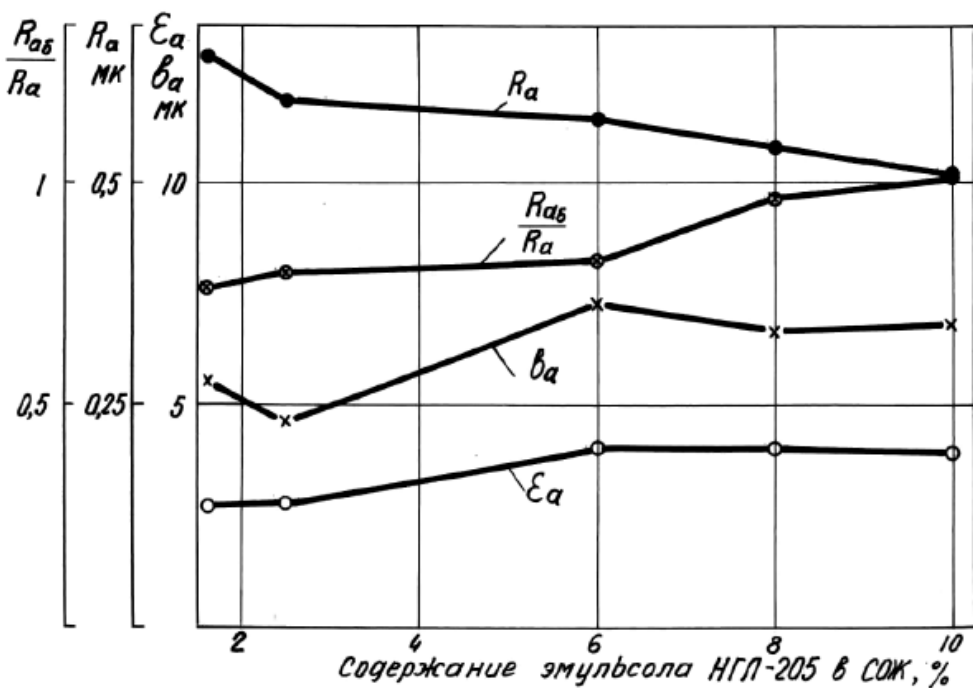
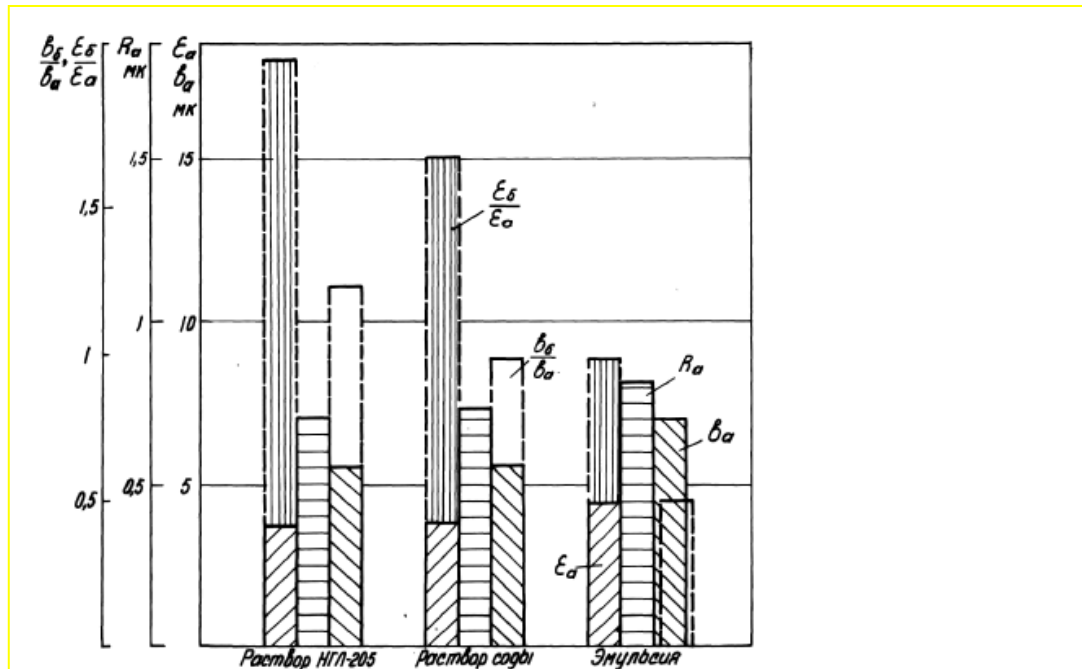


Рис. 8. Зависимость огранки  $\epsilon_a$ , овальности  $b_a$ , шероховатости  $R_a$  и ее уточнения  $R_{a\delta}/R_a$  от содержания эмульсола НГЛ-205 в технологической охлаждающей жидкости ( $V_u = 33,8$  м/с;  $V_v = 53,6$  м/мин,  $t = 5$  мм/мин;  $\delta = 0,04$  мм;  $T_g = 5$  с)

Заключение:

На шероховатость и качество обработанной поверхности при круглом **продольном** шлифовании влияют следующие факторы (в порядке значимости):

- 1) Зернистость круга;
- 2) Пористость круга;
- 3) Поступательная подача ( $S_{об}$ , мм/оборот заготовки) (соотношение  $S_{об}/B$ );



- 4) Окружная скорость заготовки  $V_{заг}$ ;
- 5) Твёрдость круга (обеспечение самозатачивания);
- 6) Глубина шлифования  $t$ ;
- 7) Абразивные материалы шлифовальных кругов;
- 8) Охлаждающая жидкость (СОЖ).

Учитывая, что последние 2-3 прохода делаются **выхаживающими** (с нулевой глубиной резания), то на шероховатость и качество обработанной поверхности при круглом **продольном** шлифовании влияют следующие факторы (в порядке значимости):

- 1) Зернистость круга;
- 2) Пористость круга;
- 3) Твёрдость круга (обеспечение самозатачивания);
- 4) Окружная скорость заготовки  $V_{заг}$ ;
- 5) Абразивные материалы шлифовальных кругов;
- 6) Охлаждающая жидкость (СОЖ);

Шероховатость обработанной поверхности при **врезном** шлифовании зависит от следующих факторов (в порядке значимости):

- 1) Состояние периферии круга;
- 2) Пористость круга;
- 3) Скорость вращения заготовки и шлифовального круга  $V$ ;
- 4) Поперечная подача;
- 5) Абразивные материалы шлифовальных кругов;
- 6) Охлаждающая жидкость (СОЖ);

Лабораторная работа № 12. **26.12.24**  
**Получение исходных данных для расчёта режущего клина**  
**методом конечных элементов (МКЭ)**

При прямоугольном свободном течении периферии диска неизношенным резцом с его радиальной подачей измеряем составляющие силы резания, по которым рассчитываются **физические** составляющие силы резания с учётом величины переднего угла  $\gamma$ . Затем строятся эпюры контактных нагрузок на передней поверхности резца  $\sigma$  и  $\tau$ , которые будут использоваться для нагружения 3D модели резца **по передней поверхности**.

Таблица 1 – Составляющие силы резания при прямоугольном свободном течении периферии диска из стали 40Х резцом из твёрдого сплава Т15К6. Сталь 40Х-Т15К6,  $\phi = 90^\circ$ ,  $b = 2$  мм,  $v=120$  м/мин.

$a=s$ (мм)	Технологические силы (Н) при устан. резании при $b=2$ мм, $\gamma = +15^\circ$ , Н			Физические составляющие силы при устан. резании при $b=2$ мм $\gamma = +15^\circ$ , Н		
	$P_1$	$P_2$	$K_{cp} = P_1 / P_2$	$F$	$N$	$\mu_{cp} = F / N$
0,05	223	433	0,516	327	360	0,909
0,078	309	577	0,536	448	477	0,939
0,163	635	1087	0,584	894	886	1,010
0,240	864	1592	0,543	1247	1314	0,949
0,368	1078	2222	0,485	1616	1867	0,866

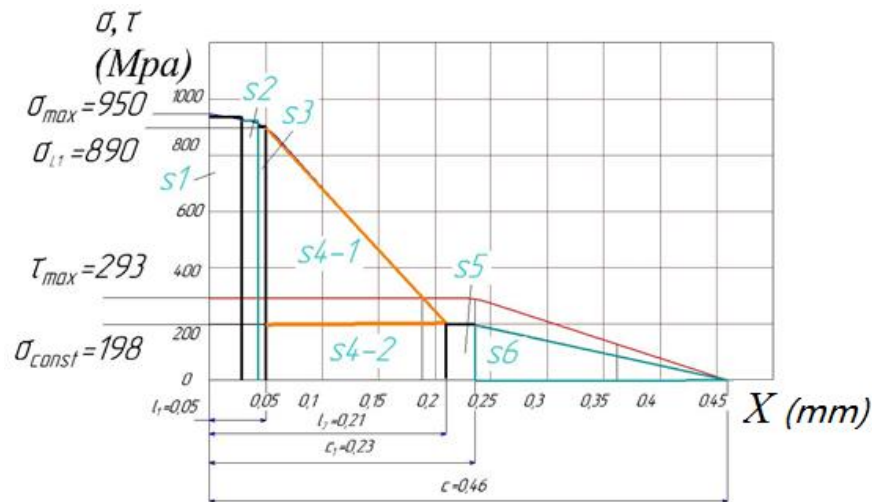


Рис. 20. Проверка правильности построения эпюр нормальных  $\sigma$  и касательных  $\tau$  контактных напряжений на передней поверхности резца. Сталь 40X - T15K6;  $t=2$ мм;  $v= 120$  м/мин;  $\gamma=7^\circ$ ,  $\varphi=45^\circ$ ,  $s= 0,07$  мм/об.

При заточке искусственной фаски износа на задней поверхности длиной  $h_{z\max}=0,8$  мм с задним углом  $\alpha_n=0^\circ$  выполняется точение и измеряются технологические составляющие силы резания. Разница сил по сравнению с неизношенными по задней поверхности резцом даёт силы на фаске задней поверхности. Затем резец перетачивается по задней поверхности, в результате чего длина фаски немного изменяется на величину  $\Delta h_{zi}$ . Выполняется точение и измеряются силы. Т.к. принимаем, что с изменением длины фаски на задней поверхности силы на передней поверхности не изменяются, то рассчитываются удельные контактные нагрузки на участке длиной  $\Delta h_{zi}$ : нормальные контактные нагрузки на фаске  $q_{Nhi} = (P_{yi-1} - P_{yi})(\Delta h_{zi} \times b)$  [МПа]; касательные контактные нагрузки на фаске  $q_{Fhi} = (P_{zi-1} - P_{zi})(\Delta h_{zi} \times b)$  [МПа].

Резец последовательно перетачивается по задней поверхности, измеряются силы резания и рассчитываются удельные контактные нагрузки на фаске на участках длиной  $\Delta h_{zi}$ .

По удельным контактным нагрузкам на фаске  $q_{Nhi}$  и  $q_{Fhi}$  строятся эпюры контактных нагрузок  $\sigma_h$  и  $\tau_h$  на фаске задней поверхности, которые будут использоваться для нагружения 3D модели резца по фаске износа задней поверхности.

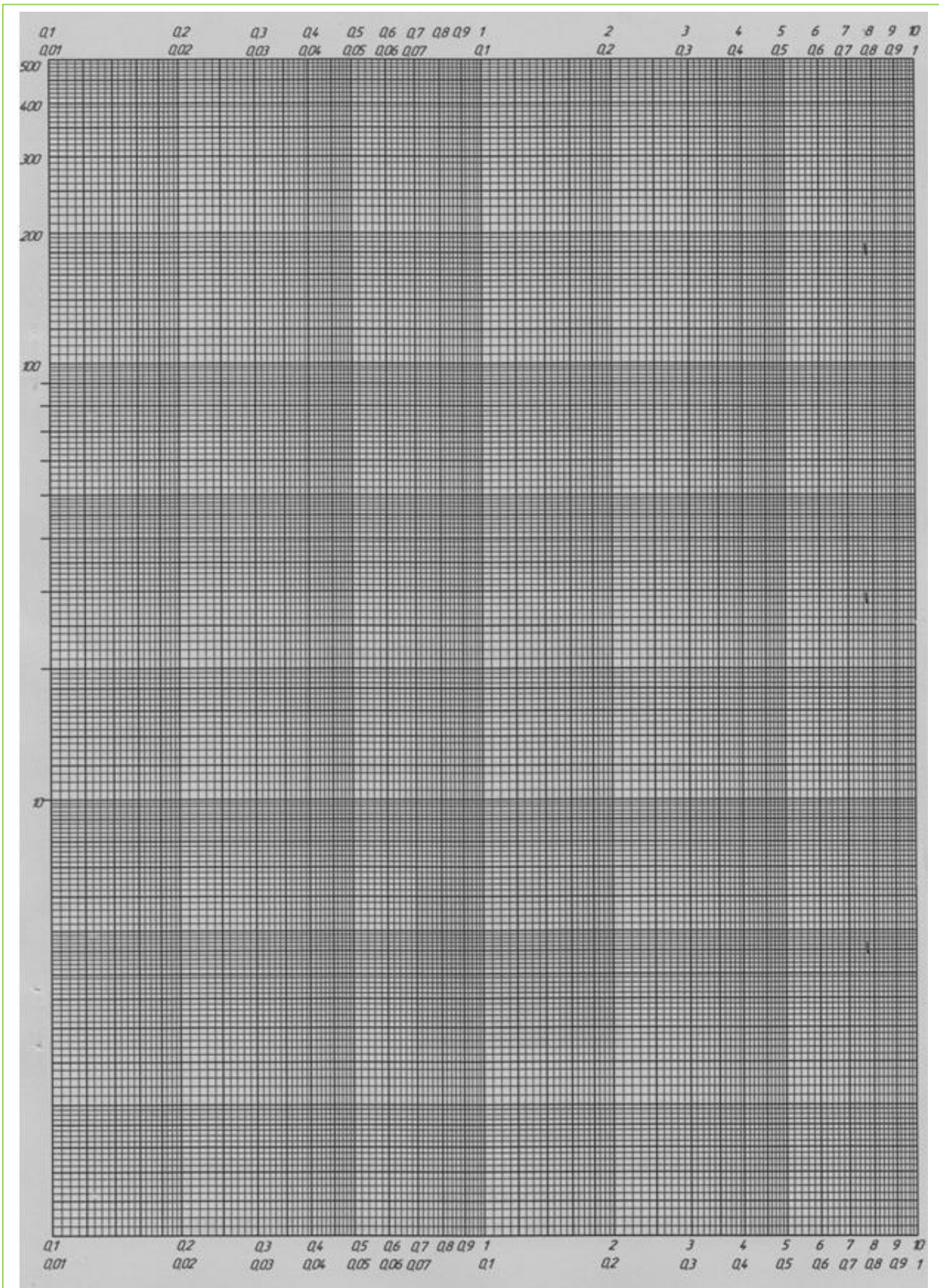


Рис. 1. Логарифмическая бумага для лабораторных работ № 2, 6 и 7.

