

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: 15.03.01 Машиностроение
Профиль «Технология, оборудование и автоматизация машиностроительных производств»
Отделение машиностроения (ОМШ)

ПРИМЕР

Отчёты по выполнению практических занятий
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, +7-952-809-38-60

Томск – 2024

Проверить нумерацию страниц по тексту!!

Оглавление практических занятий

1. Практическое занятие № 1. Расчёт технологических составляющих силы резания при разных передних углах резца при обработке стали 12.09.24.....	3
2. Практическое занятие № 2. Расчёт физических составляющих силы резания при разных передних углах резца... 26.09.24.....	6
3. Практическое занятие № 3. Построение эпюр контактных напряжений на передней поверхности резца при обработке стали 10.10.24.....	8
4. Практическое занятие № 4. Расчёт параметров эпюр контактных напряжений на передней поверхности резца при обработке стали 24.10.24.....	20
5. Практическое занятие № 5. Построение стойкостных зависимостей при обработке стали..... 13.11.24.....	27
6. Практическое занятие № 6. Расчёт производительности и себестоимости обработки стальной заготовки при изменении скорости резания 27.11.24...	38
7. Практическое занятие № 7. Расчёт изменения составляющих силы резания при фрезеровании 11.12.24.....	39
8. Практическое занятие № 8. Расчёт НДС режущего клина при разных видах нагружения 25.12.24.....	49

Список лабораторных работ:

№ 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 12Х18Н10Т, 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)
(Лк. 8, 16. 24, 1Пр. 16, Экз) (Ауд/всего: (54) 48 / 216, ерс 168; 6 кр.)

Табл. 2 – Силы резания, полученные из экспериментов при постоянной глубине резания $t=1$ мм									
a, мм У Хайн	s, мм/об	Технологические средние силы при устан. резании при $t=1$ мм и $\gamma = +7^\circ$, Н			a, мм	s, мм/об	Технологические силы (Н) при устан. резании при $t=1$ мм, $\gamma = +15^\circ$, Н		
		$P_{xy\text{ ср}}$	$P_{z\text{ ср}}$	K_μ			P_{xy}	P_z	K_μ
0,05	0,07	143	221	0,646	0,05	0,07	112	217	0,516
0,078	0,11	198	310	0,640	0,078	0,11	155	144	0,536
0,163	0,23	371	608	0,610	0,163	0,23	318	544	0,584
0,240	0,34	961	1735	0,554	0,240	0,34	432	796	0,543
0,368	0,52	480	1185	0,483	0,368	0,52	539	1111	0,485
a, мм	s, мм/об	Технологические средние силы (Н) при устан. резании при $t=1$ мм, и $\gamma = +25^\circ$, Н			a, мм	s, мм/об	Технологические силы (Н) при устан. резании при $t=1$ мм, и $\gamma = +35^\circ$, Н		
		$P_{xy\text{ ср}}$	$P_{z\text{ ср}}$	K_μ			P_{xy}	P_z	K_μ
0,05	0,07	84	197	0,646	0,05	0,07	55	177	0,313
0,078	0,11	114	260	0,640	0,078	0,11	69	232	0,295
0,163	0,23	240	491	0,610	0,163	0,23	162	437	0,370
0,240	0,34	325	707	0,554	0,240	0,34	218	617	0,353
0,368	0,52	409	974	0,483	0,368	0,52	278	837	0,332

Табл. 3 – Силы резания, полученные из экспериментов при постоянной глубине резания $t=4$ мм									
a, мм	s, мм/об	Технологические средние силы при устан. резании при $t=1,99$ мм и $\gamma = +7^\circ$, Н			a, мм	s, мм/об	Технологические силы (Н) при устан. резании при $t=1,99$ мм, $\gamma = +15^\circ$, Н		
		$P_{xy\text{ ср}}$	$P_{z\text{ ср}}$	K_μ			P_{xy}	P_z	K_μ
0,05	0,07	572	886	0,646	0,05	0,07	446	866	0,516
0,078	0,11	792	1238	0,640	0,078	0,11	618	1154	0,536
0,163	0,23	1484	2432	0,610	0,163	0,23	1270	2174	0,584
0,240	0,34	1922	3470	0,554	0,240	0,34	1728	3184	0,543
0,368	0,52	2288	4740	0,483	0,368	0,52	2156	4444	0,485
a, мм	s, мм/об	Технологические средние силы (Н) при устан. резании при $t=1,99$ мм, и $\gamma = +25^\circ$, Н			a, мм	s, мм/об	Технологические силы (Н) при устан. резании при $t=1,99$ мм, и $\gamma = +35^\circ$, Н		
		$P_{xy\text{ ср}}$	$P_{z\text{ ср}}$	K_μ			P_{xy}	P_z	K_μ
0,05	0,07	334	788	0,646	0,05	0,07	220	708	0,313
0,078	0,11	446	1040	0,640	0,078	0,11	274	926	0,295
0,163	0,23	958	1962	0,610	0,163	0,23	648	1748	0,370
0,240	0,34	1300	2828	0,554	0,240	0,34	872	2468	0,353
0,368	0,52	1634	3896	0,483	0,368	0,52	1112	3348	0,332

Построить графики изменения составляющих сил резания в зависимости от подачи s , глубины резания t и переднего угла γ в двойных логарифмических

координатах и определить показатели степеней и коэффициенты в эмпирических формулах

$$P_z = 10 \cdot C_{P_z} \times t^{x_{P_z}} \times s^{y_{P_z}} \times \gamma^{m_{P_z}} \times K_{P_z} \quad (\text{H}) \quad (1)$$

$$P_{xy} = 10 \cdot C_{P_{xy}} \times t^{x_{P_{xy}}} \times s^{y_{P_{xy}}} \times \gamma^{m_{P_{xy}}} \times K_{P_{xy}} \quad (\text{H}) \quad (2)$$

Построить графики изменения составляющих сил резания в зависимости от толщины среза a , глубины резания t и переднего угла γ в двойных логарифмических координатах и определить показатели степеней и коэффициенты в эмпирических формулах

Обобщенные эмпирические уравнения для расчетов составляющих сил резания учитывают влияние основных параметров режима резания и имеют следующий вид:

$$P_z = C_{pz} t^{x_{pz}} s^{y_{pz}} v^{n_{pz}} K_{pz};$$

$$P_x = C_{px} t^{x_{px}} s^{y_{px}} v^{n_{px}} K_{px};$$

$$P_y = C_{py} t^{x_{py}} s^{y_{py}} v^{n_{py}} K_{py}.$$

Значения **показателей степеней** x_{pz}, y_{pz} и т.д. можно рассчитать из графиков **зависимости составляющей силы** от **глубины резания t** или подачи s , в двойных логарифмических координатах, т.к. график степенной функции $P_z = C'_{pz} t^{x_{pz}}$ (при $s = \text{const}$) в координатах **$\lg P_z - \lg t$** представляет собой прямую линию.

$$x_{pz} = \lg t = A/B.$$

Аналогичный график строится при $t = \text{const}$

$$(P_z = C'_{pz} s^{y_{pz}}).$$

После определения показателей степеней x_{pz}, y_{pz} и т.д. **коэффициенты C_{pz}, C_{px} и C_{py}** рассчитываются из указанных формул при **известных силах P_z, P_x и P_y , определённых из экспериментов.**

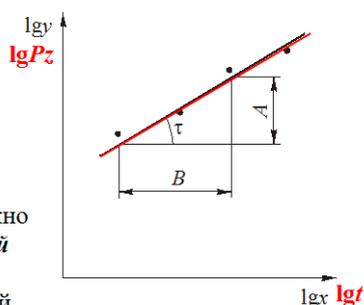


Схема для определения показателя степени k в уравнении $y = C_x \cdot x^k$.
 $k = \lg t = (A/B)$.

Отрезки A и B измеряются **линейкой** на графике **$\lg y - \lg x$ ($\lg P_z - \lg t$)**

54

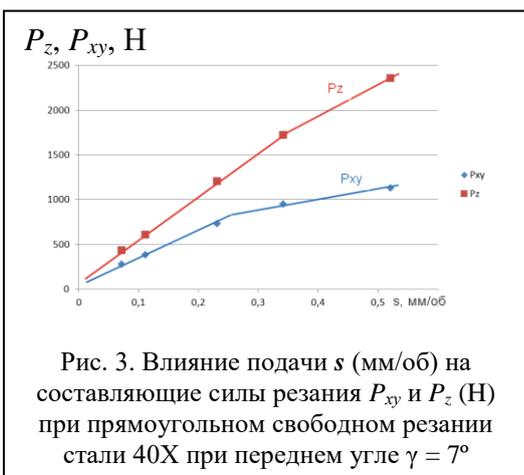


Рис. 3. Влияние подачи s (мм/об) на составляющие силы резания P_{xy} и P_z (Н) при прямоугольном свободном резании стали 40X при переднем угле $\gamma = 7^\circ$

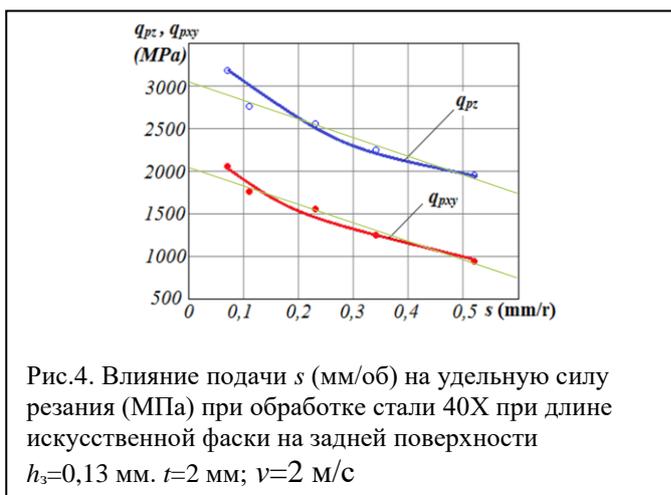


Рис.4. Влияние подачи s (мм/об) на удельную силу резания (МПа) при обработке стали 40X при длине искусственной фаски на задней поверхности $h_3 = 0,13$ мм. $t = 2$ мм; $v = 2$ м/с

Расчёт физических составляющих силы резания при разных передних углах резца при обработке стали

На основании экспериментальных данных по влиянию переднего угла на технологические составляющие силы резания (см. табл. 1 практического занятия № 1) рассчитать физические составляющие N (Н) и F (Н) силы резания и построить графики влияния переднего угла γ и подачи s (мм/об) на нормальную N (Н) и касательную F (Н) физические составляющие силы резания и.

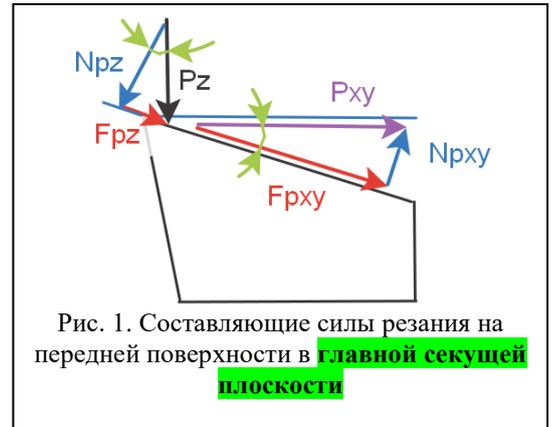


Рис. 1. Составляющие силы резания на передней поверхности в **главной секущей плоскости**

Расчёт физических составляющих силы резания N и F по технологическим составляющим P_z и P_{xy} при переднем угле $\gamma \neq 0^\circ$ выполняем по формулам, которые получаем из суммы векторов (рис. 1):

$$\vec{P}_z = \vec{N}_{Pz} + \vec{F}_{Pz}; \quad (1)$$

$$\vec{P}_{xy} = \vec{F}_{Pxy} + \vec{N}_{Pxy}. \quad (2)$$

Из этих формул получаем два уравнения (3) и (4) для расчёта физических сил резания:

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



Углы в плане (сверху)

Второе слагаемое со знаком **минус** ($-N_{Pxy}$), т.к. эта составляющая направлена в **обратном** направлении по сравнению с направлением N_{Pz} . Это создаёт парадоксальную ситуацию: при увеличении переднего угла с увеличением технологической силы P_{xy} нормальная физическая сила N в уравнении (3) уменьшается, что при очень больших передних углах (более 25°) может приводит к нулевой нормальной силе, когда вторая часть формулы (3) становится равной первой части, т.е. коэффициент трения увеличивается с увеличением переднего угла γ .

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

Рассчитать средний условный коэффициент трения $\mu_{ср} = F/N$ для каждой толщины среза a (мм).

Построить аналогичные графики влияния толщины среза на физические составляющие силы резания при **разных передних углах.**

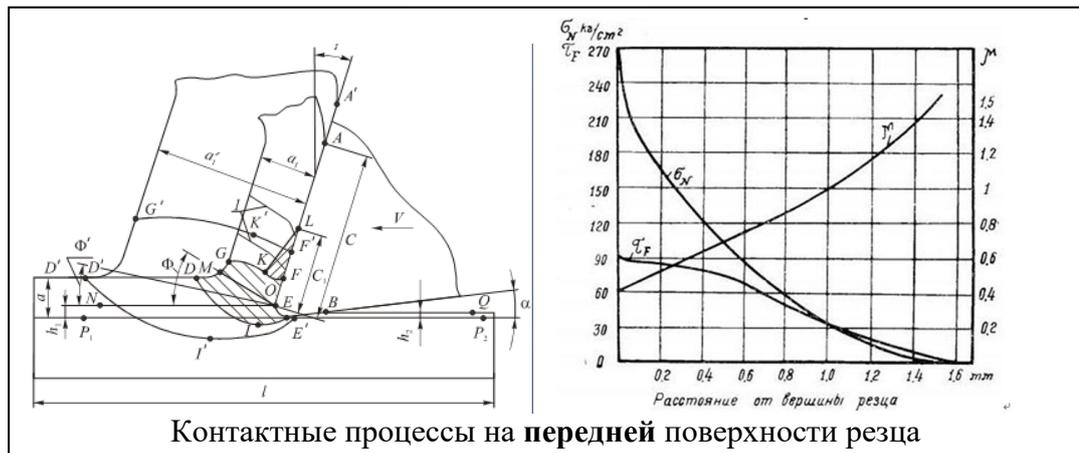


Табл. 1 – Силы резания, полученные из экспериментов
при постоянной глубине резания $t=1,99$ мм

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		
		$P_{xy\text{cp}}$	$P_{z\text{cp}}$	K_μ	F	N	$\mu_{cp} = \frac{F}{N}$		P_{xy}	P_z	K_μ	F	N	μ_{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		
		$P_{xy\text{cp}}$	$P_{z\text{cp}}$	K_μ	F	N	μ_{cp}		P_{xy}	P_z	K_μ	F	N	μ_{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

- 1) Построить графики влияния толщины среза на силы F , N и μ_{cp}
- 2) Построить графики влияния толщины среза на физические составляющие силы резания при разных передних углах.

длину участка ΔC_i пластины А, измеряем нормальную N_{Ai} и касательную F_{Ai} силы резания, действующие на этом участке и рассчитываем контактные нагрузки как отношение приращения этих сил к приращению площади её поверхности.

Изготавливаются пластины А и В таким образом, чтобы расстояние C_B от режущей кромки до косога зазора с углом ψ_B между пластинами было больше длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента С ($C_B > C$) (рис. 2).

Вначале в резании участвует участок 0, где нет контакта стружки с пластиной А. В этом случае на пластине А силы резания будут равны нулю: $N_{Ai} = 0$ и $F_{Ai} = 0$.

Затем динамометр сдвигается вместе с разрезным резцом вдоль периферии диска на расстояние l_1 до положения 1. В этом случае на пластине А на участке ΔC_1 действуют силы резания $N_{Ai=1}$ и $F_{Ai=1}$. Отношение этих сил к площади контакта есть удельная нормальная и касательная сила резания на участке ΔC_1 .

$$q_{N1} = N_{A1} / (\Delta C_1 \cdot b_c), \quad q_{F1} = F_{A1} / (\Delta C_1 \cdot b_c),$$

где b_c – ширина контакта стружки с передней поверхностью инструмента. В рассматриваемой серии эксперимента $b_c = \text{const}$, т.к. ширина диска и режимы резания неизменны.

Сдвигаем динамометр с разрезным резцом вдоль периферии диска на расстояние l_2 до положения 2.

На пластине А на участке ΔC_2 действуют силы резания $N_{Ai=2}$ (в общем виде N_{Ai+1}) и $F_{Ai=2}$ (в общем виде F_{Ai+1}).

Приращение площади участка 2 ($i+1$) происходит на длину $\Delta C'_2 = \Delta C_2 - \Delta C_1$.

Приращение нормальной силы на этом участке $\Delta C'_2$ рассчитывается по формуле $\Delta N'_{A2} = N_{A2} - N_{A1}$, или в общем виде $\Delta N'_{Ai+1} = N_{Ai+1} - N_{Ai}$, т.е. сила на рассматриваемом участке минус сила на предыдущем участке.

Отношение приращения этой нормальной силы к приращению площади контакта есть удельная нормальная сила резания на участке $\Delta C'_2$ (в общем виде $\Delta C'_{i+1}$).

$$q_{N'2} = \Delta N'_{A2} / (\Delta C'_2 \cdot b_c), \quad \text{или в общем виде:}$$

$$q_{N'i+1} = (N_{Ai+1} - N_{Ai}) / [(\Delta C_{i+1} - \Delta C_i) \cdot b_c].$$

Удельная касательная сила резания на участке $\Delta C'_2$ (в общем виде $\Delta C'_{i+1}$).

$$q_{F'i+1} = (F_{Ai+1} - F_{Ai}) / [(\Delta C_{i+1} - \Delta C_i) \cdot b_c].$$

При смещении динамометра вместе с разрезным резцом вдоль периферии диска на небольшое расстояние l_i приращение длины контакта стружки с пластиной А ΔC_i будет небольшое ($\Delta C_i \rightarrow 0$), приращение площади будет небольшое, поэтому удельная нормальная сила на этом участке будет считаться как нормальное напряжение σ_N ($\sigma_{Ni} \approx q_{Ni}$).

Аналогично и для касательного напряжения τ_F ($\tau_{Fi} \approx q_{Fi}$).

Для исследования распределения (эпюр) контактных нагрузок на передней поверхности инструмента при резании стали и других твёрдых материалов при высоких скоростях резания используется широкий резец (шириной 120 мм), который разрезается таким образом, чтобы размер η (расстояние от режущей кромки

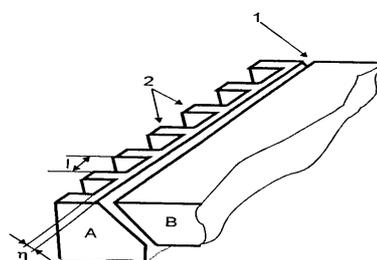


Рис. 3. Схема расположения рабочих пластин повышенной жёсткости при исследовании методом разрезного резца.

1 – щель между рабочими пластинами А и В; 2 – рёбра жёсткости, η – расстояние от режущей кромки до поверхности раздела между пластинами

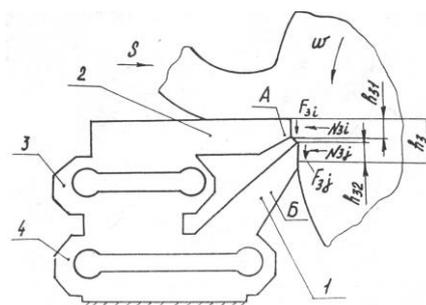


Рис. 4. Схема работы динамометра при исследовании контактных нагрузок на задней поверхности резца на токарном станке

до поверхности разреза) (рис. 3) дискретно изменялся от 0 до величины, немного большей, чем длина контакта C стружки с передней поверхностью инструмента. Для увеличения прочности и жёсткости рабочей пластины A на её задней поверхности располагаются рёбра жёсткости.

Ширина диска должна быть меньше на 2...3 мм, чем расстояния I между рёбрами жёсткости пластины A . При обработке стружка будет иметь одинаковую длину контакта с передней поверхностью резца, на какой бы секции ни проводилась обработка. Но на разных секциях длина контакта стружки с поверхностью пластины B будет разная (рис. 3).

Чем меньше разница $x_i = \eta$ (рис. 3) у соседних секций, тем выше точность исследований, но больше их трудоёмкость, должна быть больше ширина разрезного резца.

При измерении контактных нагрузок на задней поверхности резца при прямоугольном свободном резании диска из обрабатываемого материала измеряются силы, действующие на пластину A и на пластину B (рис. 4). Увеличивая последовательно длину участка h_{31} при неизменной длине фаски износа h_3 , рассчитываем контактные нагрузки как отношение приращения силы к приращению площади контакта на пластине A .

При врезании на площадку длиной пластины A действует сила больше, чем на площадку h_{32} пластины B , что вызывает большую деформацию упругих измерительных элементов 3. Появившийся острый уступ начинает срезать дополнительную стружку с поверхности резания. Щель между пластинами забивается, что приводит к нарушению условий измерения сил.

Анализ вариантов различных схем измерений показывает, что для устранения указанных нежелательных явлений необходимо изменить либо конструкцию динамометра, либо схему резания. Второй путь менее трудоёмкий. По этому варианту пластина B должна измерять приращение сил на задней поверхности резца (рис. 5).

При врезании под действием сил на площадке h_{31} пластина A переместится немного вниз и влево вследствие упругой деформации измерительных элементов 4. Пластина B вместе с измерительными элементами 3, закрепленными на упругих элементах 4, тоже переместится в этом же направлении. Поэтому уступа не возникает. Суммарные составляющие силы резания P_y и P_z измеряются с помощью упругих измерительных элементов 4, а приращения сил на задней поверхности – элементами 3.

Зазор между пластинами A и B контролируется пластинчатым щупом толщиной 0,02 мм. При меньшем зазоре возможно соприкосновение пластин, а значит нарушение процесса измерения, что проявляется в уменьшении сил, регистрируемых на пластине A . Большая величина зазора приводит к попаданию обрабатываемого материала в щель, что приводит к выкрашиванию рабочих пластин. В ходе исследований отсутствие контакта пластин контролируется на просвет.

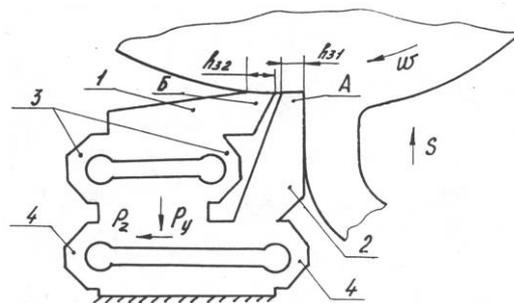


Рис. 5. Схема работы динамометра при исследовании контактных нагрузок на фаске задней поверхности резца на горизонтально-фрезерном станке

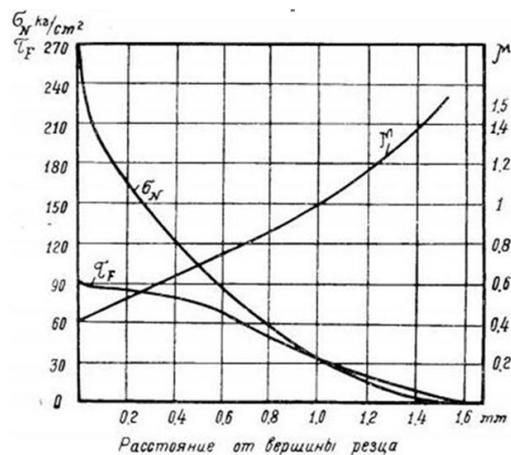


Рис. 6. Распределение нормальных и касательных напряжений на передней поверхности, полученные поляризационно-оптическим методом, при резании свинца [16]

Считается, что при использовании поляризационно-оптического метода выходящая на переднюю поверхность полоса в режущем клине свидетельствует о соответствующем напряжении и на передней поверхности. На основании этого строится кривая распределения нормальной контактной нагрузки на передней поверхности (рис. 6). Нормальная контактная нагрузка – это нагрузка, перпендикулярная к исследуемой поверхности.

На рис. 7 приведены результаты экспериментального определения нормальных контактных нагрузок на фаске задней поверхности, выполненного методом разрезного резца при свободном точении латуни Л63 в условиях сливного стружкообразования. Экстремальный характер зависимости четко обнаруживается во всех случаях.

По мнению авторов, Полетики М.Ф. и Козлова В.Н., это связано с прогибом поверхности резания под действием радиальной составляющей силы резания $P_{y п.п.}$, действующей на передней поверхности инструмента.

При исследовании распределения контактных напряжений

на фаске задней поверхности (на искусственной фаске износа) выяснилось, что наибольшие контактные напряжения могут находиться как у режущей кромки (см. рис. 6), так и на некотором расстоянии от неё (рис. 8).

В целях выяснения причин расхождения экспериментальных данных в исследованиях, проведенными разными авторами, Козловым В.Н. были проведены опыты по свободному точению дисков из разных обрабатываемых

материалов с использованием разрезного резца. Было выяснено, что характер стружкообразования влияет на вид эпюр контактных нагрузок на задней поверхности: при сливной стружке (обрабатываемый материал латунь Л63) наибольшая величина контактных нагрузок отстоит от режущей кромки, а при элементной (обрабатываемый материал латунь ЛМцА 57-3-1) находится непосредственно у режущей кромки (рис. 7).

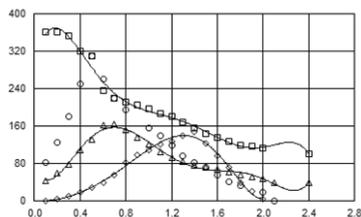


Рис. 7. Распределение нормальных контактных нагрузок на фаске задней поверхности инструмента, $\gamma=0^0$, $\alpha\phi=0^0$.

Л63-Р6М5:

- 1 - $s=0,06$ мм/об, $v=100$ м/мин;
- 2 - $s=0,21$ мм/об, $v=100$ м/мин;
- 3 - $s=0,21$ мм/об, $v=217$ м/мин.
- 4 - ЛМцА 57-3-1 – Р6М5,
 $s=0,41$ мм/об, $v=100$ м/мин

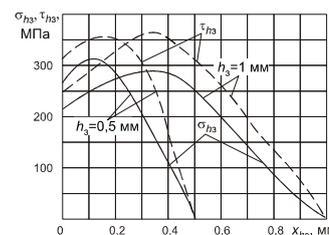


Рис. 8. Распределение контактных напряжений на фаске задней поверхности резца при точении алюминиевого диска [4].

$\gamma=10^0$, $\alpha\phi=0^0$,
 $v=0,6$ м/мин; $s=0,2$ мм/об,
 $h_3=1$ мм и $h_3=0,5$ мм

Последовательность построения эпюр контактных напряжений на передней поверхности резца (режущего инструмента)

1. Первый шаг - измерение технологических составляющих P_z , P_y и P_x силы резания на токарном динамометре

Современный подход – малая инерционность динамометра и системы, регулируемая высокая чувствительность, запись изменения сил резания, математический анализ изменения сил. Точные, быстрые и удобные измерения силы резания замечательно влияют на процесс выполнения работы и точность результатов работы. В исследованиях, приведённых в данной работе, была использована измерительная система (рис. 9) с динамометром Kistler модели 9257B, чтобы не только измерить силы резания, но и получить графики их изменения.

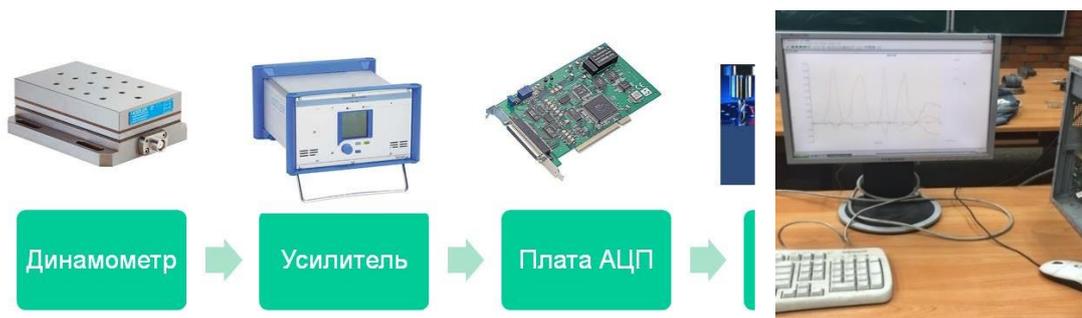


Рис. 9. Состав измерительной системы для исследования из

Рис. 11. Результаты отображаются на экране монитора компьютера, производится запись изменения сил

Резец устанавливался в динамометре Kistler на

токарном станке (рис. 10), чтобы измерить составляющие силы резания. Для измерения составляющих сил резания был использован резец с режущей пластиной T15K6 с главным углом в плане $\phi=45^\circ$, вспомогательным углом в плане $\phi_1=45^\circ$, радиусом при вершине $r=0,1$ мм, главным передним углом $\gamma=+5^\circ$, главным задним углом $\alpha=12^\circ$, углом наклона главной режущей кромки $\lambda=0^\circ$. На задней поверхности затачивалась искусственная фаска с различной длиной h_f с постоянным задним углом $\alpha_h=0^\circ$, моделирующая износ по задней поверхности. Длина этой фаски при её первоначальной заточке составляла $h_f=0,95$ мм.



Рис. 10. Установка резца в динамометр Kistler на токарном станке

После завершения подготовки мы можем выполнять эксперимент и получить результаты. После обработки данных с помощью DynoWare, мы получили график изменения составляющих сил резания в процессе резания (рис. 12).

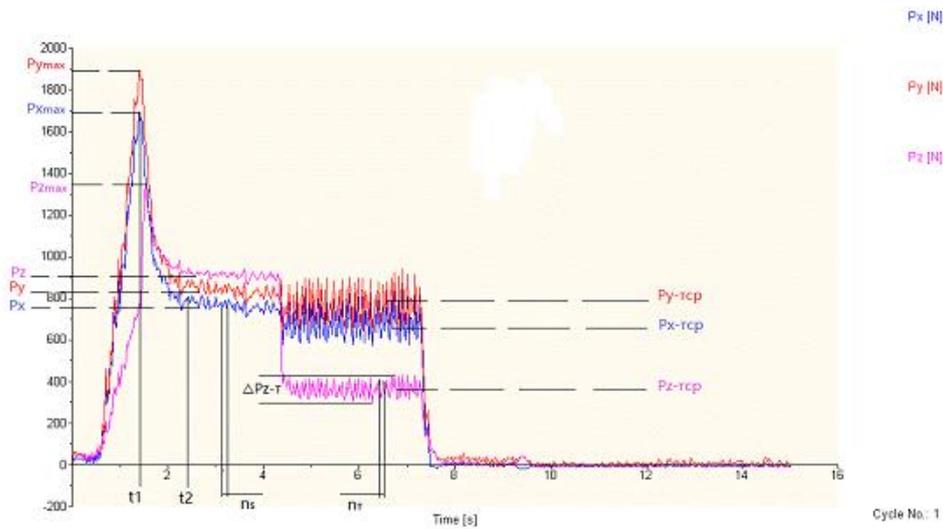


Рис. 12. Пример полученных результатов составляющих сил резания при токарной обработке при подаче $s = 0,07$ мм/об, фаске на задней поверхности $h_3=0,775$ мм, скорости резания $v = 120$ м/мин, глубине резания $t = 1,775$ мм, 40X – T15K6. Ордината – составляющие силы резания (Н), абсцисса – время обработки (с).

2. Второй шаг - измерение длины контакта s стружки с передней поверхностью и длины пластического контакта s_1

Длина контакта стружки с передней поверхностью измеряется после проведения экспериментов (резания) на большом инструментальном микроскопе или с помощью лупы Бринеля. Предварительно передняя поверхность инструмента подготавливается для более точного измерения длины контакта.

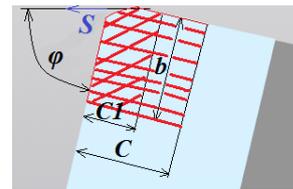


Рис. 13. Схема измерения длины контакта стружки с передней поверхностью реза

Сначала тампоном, смоченным медным купоросом, производится меднение передней поверхности инструмента, после чего инструмент сушится. На его поверхности образуется тончайшее красноватое покрытие. После резания измеряется длина стёртого участка (длина контакта стружки с передней поверхностью C) (рис. 13), измеряется также длина поверхности с налипшим на переднюю поверхность обрабатываемого материала – длина пластического контакта стружки с передней поверхностью C_1 . При обработке стали и других достаточно пластичных материалов $C \approx (4-7) \cdot a$, где a – толщина среза. При прямоугольном свободном резании $a = s$, при косоугольном резании $a = s \cdot \sin \varphi$. При обработке материалов, образующих элементную стружку, $C \approx (2-3) \cdot a$.



Рис. 14. Прибор для измерения усадки стружки

При обработке пластичных металлов и сплавов длина пластического контакта стружки с передней поверхностью реза $C_1 \approx (0,4-0,6) \cdot C$, при образовании элементной стружки $C_1 \approx (0,1-0,3) \cdot C$. Измерялась также усадка стружки (рис. 14) по толщине $Ka = a_1/a$ как мера пластической деформации стружки. a_1 – толщина стружки, a – толщина среза $a = s \cdot \sin \varphi$.

3. Третий шаг - расчёт физических составляющих сил N и F на передней поверхности

Величины технологических и физических составляющие силы резания ($t=1,99\text{мм}$) приведены в табл. 1.

Табл. 1 – Технологические и физические составляющие силы резания ($t=1,99\text{мм}$)

$a, \text{мм}$	$s, \text{мм/об}$	<i>Технологические средние силы при устан. резании при $\gamma = +7^\circ, \text{Н}$</i>			<i>Физические составляющие силы при устан. резании при $\gamma = +7^\circ, \text{Н}$</i>		
		$P_{xy \text{ ср}}$	$P_z \text{ ср}$	$\mu_{\text{ср}}$	F	N	$\mu_{\text{ср}}$
0,05	0,07	286	443	0,646	338	405	0,83
0,078	0,11	396	619	0,640	469	566	0,83
0,163	0,23	742	1216	0,610	885	1117	0,79
0,240	0,34	961	1735	0,554	1165	1606	0,73
0,368	0,52	1144	2370	0,483	1425	2214	0,64

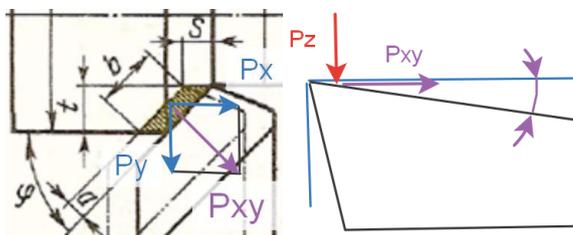


Рис. 15. Технологические P_x, P_y, P_z и P_{xy} составляющие силы резания

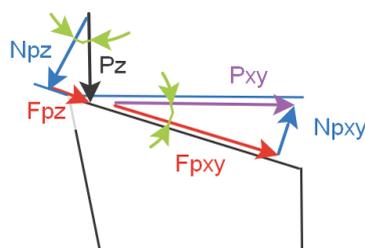


Рис. 16. Составляющие силы резания на передней поверхности в главной секущей плоскости.

Если главный передний угол γ не равен нулю, то напрямую физические составляющие силы резания $N_{\text{п}}$ и $F_{\text{п}}$ измерить невозможно. Поэтому при использовании динамометра измеряются технологические составляющие силы резания: тангенциальная составляющая P_z , направленная вертикально вниз (рис. 15); радиальная составляющая P_y , направленная от оси вращения заготовки в сторону оператора в основной плоскости (т.е. горизонтально) (рис. 15); осевая составляющая P_x , направленная вдоль оси вращения заготовки от шпинделя в основной плоскости.

Расчёт физических составляющих силы резания N и F по технологическим составляющим P_z и P_{xy} при переднем угле $\gamma \neq 0^\circ$ выполняем по формулам, которые получаем из векторных сумм (рис. 16):

$$\vec{P}_z = \vec{N}_{Pz} + \vec{F}_{Pz}; \quad (1)$$

$$\vec{P}_{xy} = \vec{F}_{Pxy} + \vec{N}_{Pxy}; \quad (2)$$

Из этих формул (1.1) и (1.2) получаем два уравнения для расчёта физических составляющих силы резания:

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

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

Нормальная физическая сила $N_{P_{xy}}$ направлена в обратном направлении по сравнению с N_{P_z} (рис. 16), поэтому в уравнении (1.3) P_{xy} стоит со знаком минус. Это создаёт парадоксальную ситуацию: при увеличении переднего угла с увеличением технологической силы P_{xy} нормальная физическая сила N в уравнении (1.3) уменьшается, что при очень больших передних углах (более 25°) может приводит к нулевой нормальной силе, когда вторая часть формулы (1.3) становится равной первой части, т.е. коэффициент трения увеличивается с увеличением переднего угла γ .

По физическим силам N и F строим эпюры контактных напряжений [3].

4. Расчёт параметров эпюр контактных напряжений на передней поверхности

После завершения вышеуказанной работы, можем делать расчёт параметров эпюр (рис. 17) контактных напряжений на передней поверхности.

1) Рассчитываются касательные контактные напряжения τ (МПа) на передней поверхности инструмента, т.к. их характер мало зависит от режимов резания. Длина пластического участка контакта стружки $c_1 \approx 0,5 \cdot c$. На этом участке, т.е. при $x < 0,5 \cdot c$ у эпюры касательных контактных напряжений τ имеется линия, параллельная передней поверхности (горизонтальный участок при $\gamma = 0^\circ$). При дальнейшем отдалении от режущей кромки у эпюры τ прямо пропорциональное уменьшение до нуля.

Строится эпюра касательных контактных напряжений τ (МПа).

$$\tau_{\max} = \tau_{\text{const}} = F / c \times 0,75 \times b,$$

где τ_{const} - величина τ на горизонтальном участке этой эпюры,

b - ширина контакта стружки с передней поверхностью инструмента.

2) Переходим к построению эпюры нормальных контактных напряжений σ (МПа). Величину σ_{\max} задаём *сначала приблизительно сами*, в первом приближении $\sigma_{\max} = 2\sigma_b$.

3) На расстоянии l_1 от режущей кромки ($l_1 \approx a$)

$$\sigma_{l_1} \approx 0,93 \times \sigma_{\max}.$$

4) В основе лежит закономерность соотношения τ/σ , т.е. изменение условного коэффициента трения $\mu = \tau/\sigma$ вдоль передней

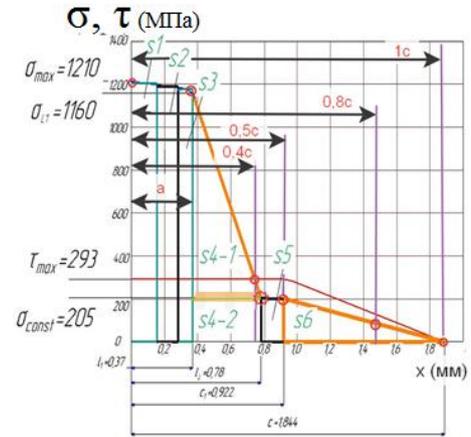


Рис. 17. Положение опорных точек \circ при построении эпюры нормальных контактных напряжений σ и проверка правильности построения эпюр нормальных σ и касательных τ контактных напряжений на передней поверхности резца. Сталь 40X – T15K6, $\gamma = +7^\circ$.

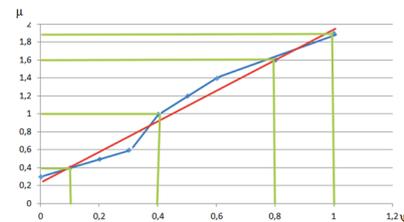


Рис. 18. Изменение условного коэффициента трения $\mu = \tau/\sigma$ вдоль длины контакта стружки с передней поверхностью. $\psi_i = x_i/c$ - относительная длина контакта.

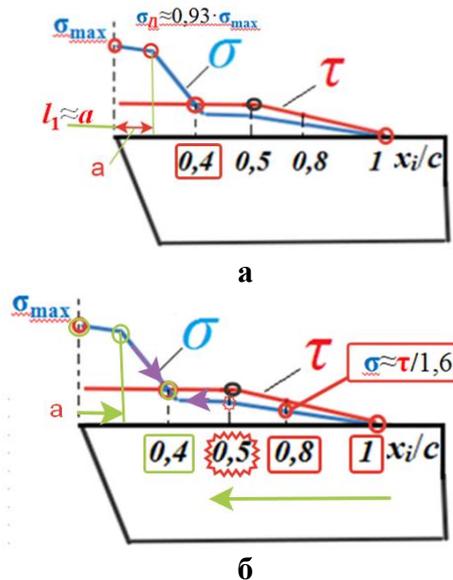


Рис. 19. Построение эпюры нормальных напряжений σ относительно эпюры касательных контактных напряжений τ на передней поверхности резца

поверхности, которая мало зависит от режимов резания и переднего угла γ (рис. 18).

5) При относительной длине контакта $\psi=x_i/c \approx 0,4$, т.е. при $x=0,4 \cdot c$ будет пересечение графика σ с графиком τ , т.к. в этой точке коэф. трения $\mu=1$, то есть там $\sigma=\tau$ (рис. 19 а).

6) в конце контакта стружки с передней поверхностью резца в точке $\psi \approx 0,8$ (т.е. при $x \approx 0,8 \cdot c$) должно быть $\sigma_i \approx \tau_i/1,6$ (рис. 19 б).

7) Через две точки σ : 1) при $x=c$; 2) при $x=0,8 \cdot c$ проводим *прямую линию* до пересечения с вертикалью в точке $x=0,5 \cdot c$ (рис. 19 б).

8) Из полученной точки (п. 7) проводим горизонтальную линию до пересечения с наклонной прямой σ , ниспадающей от режущей кромки (рис. 19 б), т.к. на участке до $x \approx 0,5c$ имеется горизонтальная линия у эпюры нормальных конт. напр. σ , а при дальнейшем отдалении от режущей кромки у эпюры σ имеется прямолинейное уменьшение до нуля в точке $x=c$.

5. Проверка правильности построения эпюр

Рассчитанная по объёму (площади) эпюры сила должна быть приблизительно равна соответствующей силе из эксперимента.

Проверяем правильность построения эпюр – сила, рассчитанная по площади (объёму) эпюры должна быть приблизительно равна соответствующей силе из эксперимента.

На расстоянии от режущей кромки $l_1 \approx a$ (мм) $\sigma_{l1} \approx (0,92 \dots 0,93) \times \sigma_{\max}$, т.к. там ещё нет стружки, она только формируется, давление от резца идёт на заготовку, поэтому там имеется примерно равномерное распределение нормальных напряжений σ . Величину σ_{\max} задаём сначала приблизительно сами. Примерно $\sigma_{\max} \approx 2 \sigma_b$ (σ_b – временное сопротивление разрыв), ищем в справочнике для данного материала и при данной термообработке, т.е. твёрдости НВ. Например, для стали 40X в прутках (в состоянии поставки, т.е. без дополнительной термообработки) $\sigma_b=495$ МПа). Затем строим эпюру σ (рис. 20) и корректируем её (поправляем), чтобы соблюдалось равенство

$$N = b \times \int_0^c \sigma_i \times dx$$

где x_i изменяется от 0 (координата у режущей кромки, т.е. при $x_i = 0$ мм) до $x_i = c$ (координата точки отрыва стружки от передней поверхности, т.е. при $x_i = c$). Для этого рассчитываем площадь эпюры σ : $S_\sigma = \sum s_{\sigma i}$ (МПа/мм);

Нормальная сила по эпюре σ $N_\sigma = S_\sigma \times b$ (Н) должна быть $\approx N_{\text{эксперимента}}$ (Н);

где b – ширины контакта стружки с п.п. резца, $b = t/\sin \phi$. Касательная сила по эпюре τ $F_\tau = S_\tau \times b$ (Н) должна быть $\approx F_{\text{эксперимента}}$ (Н);

Площадь эпюры σ $S_\sigma = 160,1$ МПа/мм;

$N_{\text{эп}} \approx P_{z \text{ эп}} = S_\sigma \times b = 160,1 \times 2,82 = 451,2$ Н $\approx P_{z \text{ экп}} = 446,4$ Н. (по удельным силам) вид эпюры σ назначен правильно.

Площадь эпюры τ : $S_\tau = \frac{(0,23+0,46) \times 293}{2} = 101$ МПа/мм;

$F \approx P_{xy} = S_\tau \times b = 101 \times 2,82 = 284,82$ Н $\approx P_{xy \text{ экп}} = 283,3$ Н. (по удельным силам) вид эпюры τ назначен правильно.

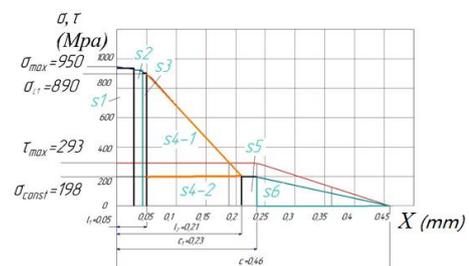


Рис. 20. Проверка правильности построения эпюр нормальных σ и касательных τ контактных напряжений на передней поверхности резца. Сталь 40X - Т15К6; $t=2$ мм; $v=120$ м/мин; $\gamma=7^\circ$, $\phi=45^\circ$, $s=0,07$ мм/об.

Повторение последовательности построения эюр:

По **физическим** силам N и F строим эюры контактных напряжений на **передней поверхности**.

1) Рассчитываются касательные контактные напряжения τ (МПа) на передней поверхности инструмента, т.к. их характер мало зависит от режимов резания. Длина пластического участка контакта стружки $c_1 \approx 0,5 \cdot c$. На этом участке, т.е. при $x < 0,5 \cdot c$ у эюры касательных контактных напряжений τ имеется линия, параллельная передней поверхности (горизонтальный участок при $\gamma=0^\circ$). При дальнейшем отдалении от режущей кромки у эюры τ прямо пропорциональное уменьшение до нуля.

Строится эюра касательных контактных напряжений τ (МПа).

$$\tau_{\max} = \tau_{\text{const}} = F/c \times 0,75 \times b,$$

где τ_{const} - величина τ на горизонтальном участке этой эюры,

b - ширина контакта стружки с передней поверхностью инструмента.

2) Переходим к построению эюры нормальных контактных напряжений σ (МПа). Величину σ_{\max} задаём *сначала приблизительно* сами, в первом приближении $\sigma_{\max} = 2\sigma_b$.

3) На расстоянии l_1 от режущей кромки ($l_1 \approx a$) $\sigma_{11} \approx 0,93 \times \sigma_{\max}$.

4) В основе лежит закономерность соотношения τ/σ , т.е. изменение условного коэффициента трения $\mu = \tau/\sigma$ вдоль передней поверхности, которая мало зависит от режимов резания и переднего угла γ (рис. 9).

5) При относительной длине контакта $\psi = x_i/c \approx 0,4$, т.е. при $x = 0,4 \cdot c$ будет пересечение графика σ с графиком τ , т.к. в этой точке коэф. трения $\mu=1$, то есть там $\sigma=\tau$ (рис. 10 а).

6) в конце контакта стружки с передней поверхностью резца в точке $\psi \approx 0,8$ (т.е. при $x \approx 0,8 \cdot c$) должно быть $\sigma_i \approx \tau_i/1,6$ (рис. 10 б).

7) Через две точки σ : 1) при $x=c$; 2) при $x=0,8 \cdot c$ проводим *прямую линию* до пересечения с вертикалью в точке $x=0,5 \cdot c$ (рис. 10 б).

8) Из полученной точки (п. 7) проводим горизонтальную линию до пересечения с наклонной прямой σ , ниспадающей от режущей кромки (рис. 19 б), т.к. на участке до $x \approx 0,5c$ имеется горизонтальная линия у эюры нормальных конт. напр. σ , а при дальнейшем отдалении от режущей кромки у эюры σ имеется прямолинейное уменьшение до нуля в точке $x=c$.

Рассчитанная по объёму (площади) эюры сила должна быть приблизительно равна соответствующей силе из эксперимента.

Проверяем правильность построения эюр – сила, рассчитанная по площади (объёму) эюры должна быть приблизительно равна соответствующей силе из эксперимента.

На расстоянии от режущей кромки $l_1 \approx a$ (мм) $\sigma_{11} \approx (0,92 \dots 0,93) \times \sigma_{\max}$, т.к. там ещё нет стружки, она только формируется, давление от резца идёт на заготовку, поэтому там имеется

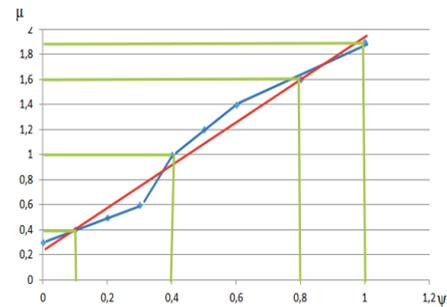


Рис. 9. Изменение условного коэффициента трения $\mu = \tau/\sigma$ вдоль длины контакта стружки с передней поверхностью. $\psi_i = x_i/c$ – относительная длина контакта.

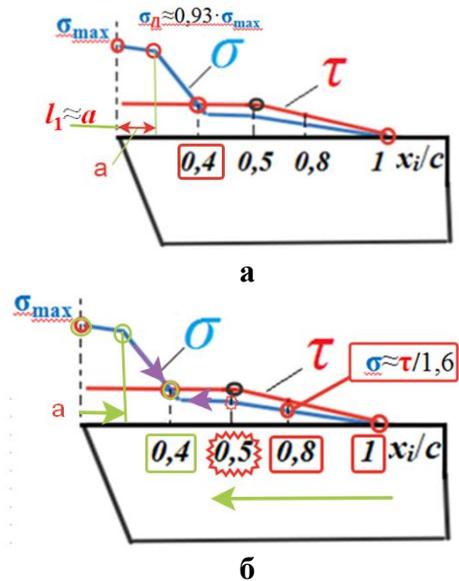


Рис. 10. Построение эюры нормальных напряжений σ относительно эюры касательных контактных напряжений τ на передней поверхности резца

примерно равномерное распределение нормальных напряжений σ . Величину σ_{\max} задаём сначала приблизительно сами. Примерно $\sigma_{\max} \approx 2 \sigma_B$ (σ_B – временное сопротивление разрыв), ищем в справочнике для данного материала и при данной термообработке, т.е. твёрдости НВ. Например, для стали 40X в прутках (в состоянии поставки, т.е. без дополнительной термообработки) $\sigma_B=495$ МПа). Затем строим эпюру σ (рис. 11) и корректируем её (поправляем), чтобы соблюдалось равенство

$$N = b \times \int_0^c \sigma_i \times dx$$

где x_i изменяется от 0 (координата у режущей кромки, т.е. при $x_i = 0$ мм) до $x_i = c$ (координата точки отрыва стружки от передней поверхности, т.е. при $x_i = c$). Для этого рассчитываем площадь эпюры σ : $S_\sigma = \sum S_{\sigma i}$ (МПа/мм);

Нормальная сила по эпюре σ $N_\sigma = S_\sigma \times b$ (Н) должна быть $\approx N_{\text{эксперимента}}$ (Н);

где b – ширины контакта стружки с п.п. резца, $b = t/\sin \varphi$. Касательная сила по эпюре τ $F_\tau = S_\tau \times b$ (Н) должна быть $\approx F_{\text{эксперимента}}$ (Н);

Площадь эпюры σ $S_\sigma = 160,1$ МПа/мм;

$N_{\text{эп}} \approx P_{z \text{ эп}} = S_\sigma \times b = 160,1 \times 2,82 = 451,2$ Н \approx

$P_{z \text{ эксп}} = 446,4$ Н. (по удельным силам) вид и **параметры эпюры σ назначены правильно.**

Площадь эпюры τ : $S_\tau = \frac{(0,23+0,46) \times 293}{2} = 101$ МПа/мм;

Касательная сила по эпюре τ $F \approx P_{xy} = S_\tau \times b = 101 \times 2,82 = 284,82$ Н $\approx P_{xy \text{ эксп}} = 283,3$ Н, т.е. **параметры эпюры τ назначены правильно.**

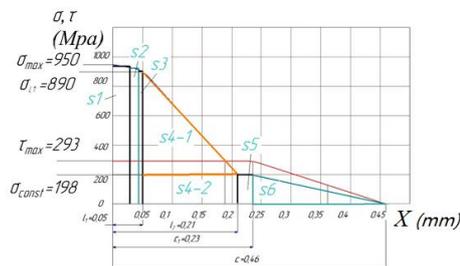


Рис. 11. Проверка правильности построения эпюр нормальных σ и касательных τ контактных напряжений на передней поверхности резца. Сталь 40X - Т15К6; $t=2$ мм; $v=120$ м/мин; $\gamma=7^\circ$, $\varphi=45^\circ$, $s=0,07$ мм/об.

Определение длины контакта стружки с передней поверхностью при отсутствии экспериментальных данных

Результаты измерения длины контакта стружки с передней поверхностью резца представлены на рис. 12.

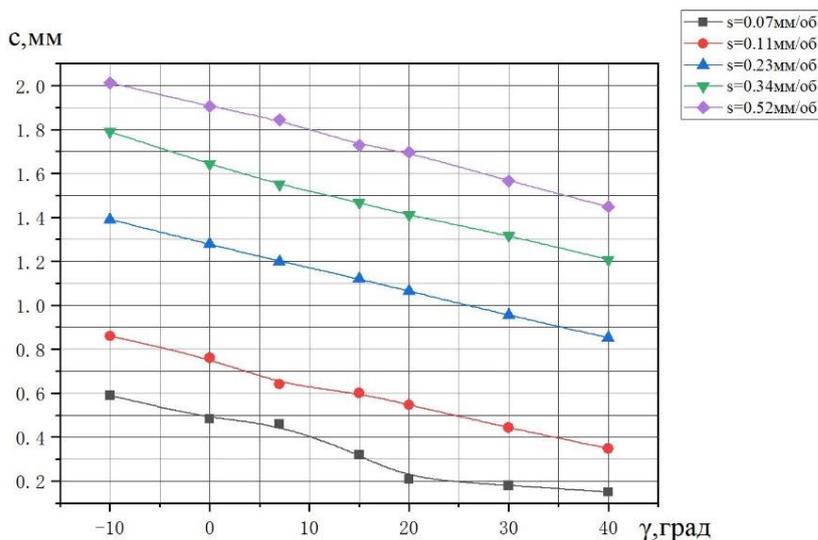


Рис. 12. Влияние величины переднего угла γ ($^\circ$) на длину контакта c (мм) при обработке стали 40X (Чэнь Юэчжоу)

По графикам рис. 12 были построены графики влияния толщины среза a и величины переднего угла γ на длину контакта стружки с передней поверхностью c (рис. 12). По графикам

рис. 12 были определены уравнения $c = f(\gamma)$ для $s = 0,07-0,52$ мм/об с помощью программного обеспечения OriginLab:

- Для подачи $s=0,07$ мм/об, длина контакта $c = -0,01 \cdot \gamma + 0,5$ (мм);
- Для подачи $s = 0,11$ мм/об, длина контакта $c = -0,01015 \cdot \gamma + 0,75$ (мм);
- Для подачи $s = 0,23$ мм/об, длина контакта $c = -0,01074 \cdot \gamma + 1,28$ (мм);
- Для подачи $s = 0,34$ мм/об, длина контакта $c = -0,01137 \cdot \gamma + 1,55$ (мм);
- Для подачи $s = 0,52$ мм/об, длина контакта $c = -0,0115 \cdot \gamma + 1,905$ (мм).

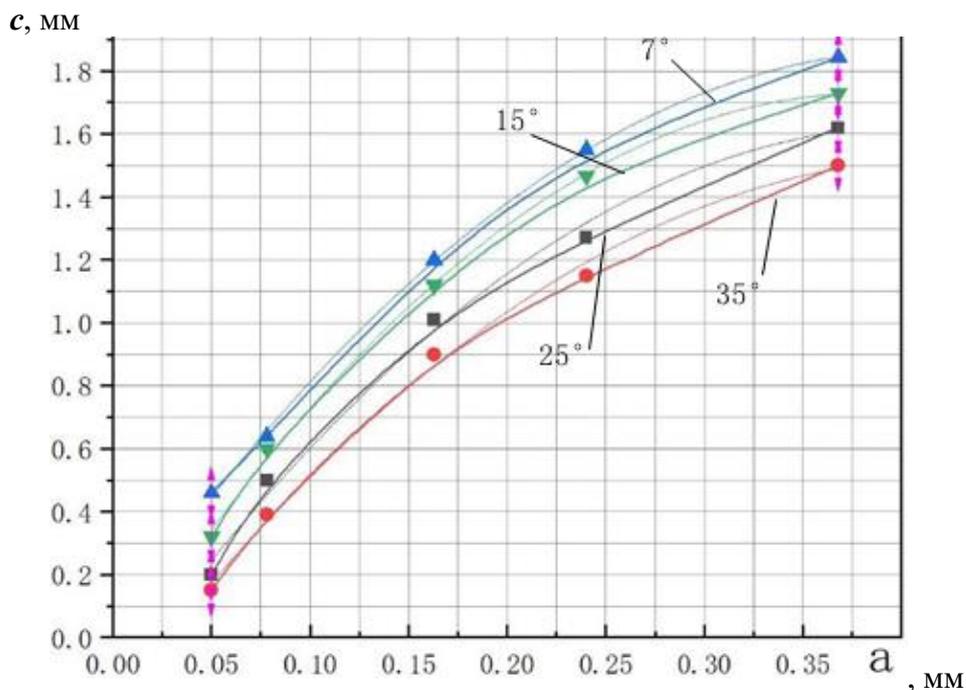


Рис. 13. Графики изменения длины контакта c (мм) от толщины среза a (мм) и переднего угла γ (°). Точками и цветными линиями обозначены графики по результатам измерений, тонкими линиями – при расчёте по формулам $c = f(\gamma)$ (Чэнь Юэчжоу)

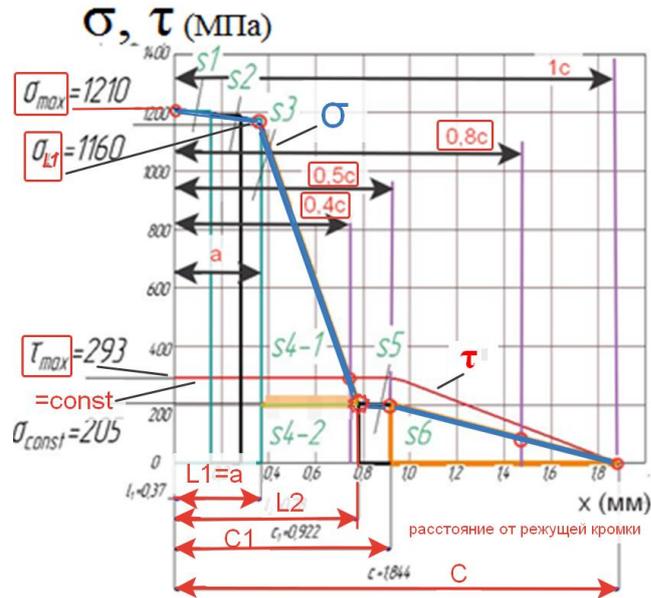
По графикам рис. 13 были определены уравнения $c = f(a)$ для $\gamma = +7^\circ, +15^\circ, +25^\circ, +35^\circ$ с помощью программного обеспечения OriginLab:

- Если $\gamma = 7^\circ$, длина контакта $c = 0,026 + 8,955a - 10,903a^2$ (мм).
- Если $\gamma = 15^\circ$, длина контакта $c = -0,103 + 9,564a - 12,483a^2$ (мм).
- Если $\gamma = 25^\circ$, длина контакта $c = -0,016 + 8,728a - 10,638a^2$ (мм).
- Если $\gamma = 35^\circ$, длина контакта $c = -0,205 + 8,105a - 9,507a^2$ (мм).

1. Расчёт параметров эпюр контактных напряжений на передней поверхности резца при обработке стали

1.1. Расчёт параметров эпюр контактных напряжений на передней поверхности

Для облегчения построения эпюр контактных напряжений (рис. 1) и анализа влияния переднего угла γ и толщины среза a на параметры эпюр контактных напряжений были построены графики влияния толщины среза a на основные параметры эпюр (рис. 2, 2б).



3, 4,

Рис. 1. Положение опорных точек \circ и основные параметры эпюр при их построении. Нормальные σ и касательные τ контактные напряжения на передней поверхности резца. Сталь 40X – T15K6, $\gamma = +7^\circ$. (Чэнь Юэчжоу)

σ_{max} , МПа

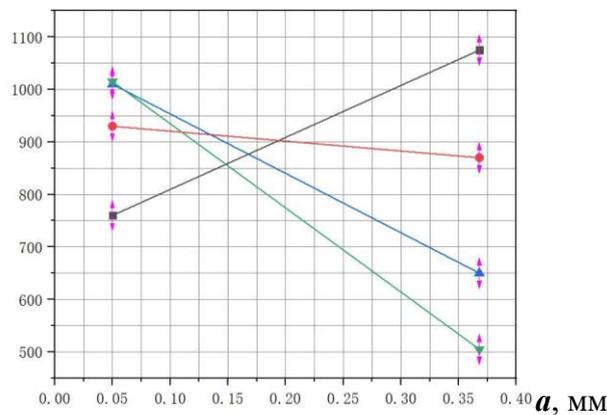


Рис. 2. Влияние толщины среза a (мм) и переднего угла γ ($^\circ$) на наибольшую величину нормального контактного напряжения σ_{max} (МПа) у режущей кромки на эпюре нормальной физической составляющей силы резания N (Н) на передней поверхности. Сталь 40X-T15K6, $t=1,99$ мм. (Чэнь Юэчжоу)

Для $\gamma=7^\circ$: $\sigma_{max}=990,6a+710,5$ [МПа]; для $\gamma=15^\circ$: $\sigma_{max}=-188,7a+939,4$ [МПа];

для $\gamma=25^\circ$: $\sigma_{max}=-1132,1a+1066,6$ [МПа]; для $\gamma=35^\circ$: $\sigma_{max}=-1603,8a+1095,2$ [МПа]

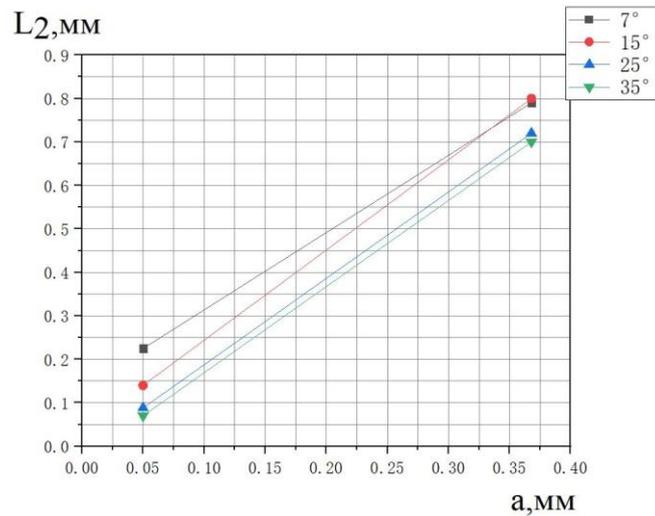


Рис. 3. Влияние толщины среза a (мм) и переднего угла γ ($^\circ$) на расстояние L_2 (мм) от режущей кромки до точки, где у эпюры нормальных контактных напряжений σ начинается горизонтальный участок. Сталь 40Х-Т15К6, $t=1,99$ мм. (Чэнь Юэчжоу)
 Для $\gamma=7^\circ$ $L_2=1,78a+0,136$ [мм]; для $\gamma=15^\circ$ $L_2=2,08a+0,036$ [мм];
 для $\gamma=25^\circ$ $L_2=1,987a-0,0114$ [мм]; для $\gamma=35^\circ$ $L_2=1,981a-0,029$ [мм]

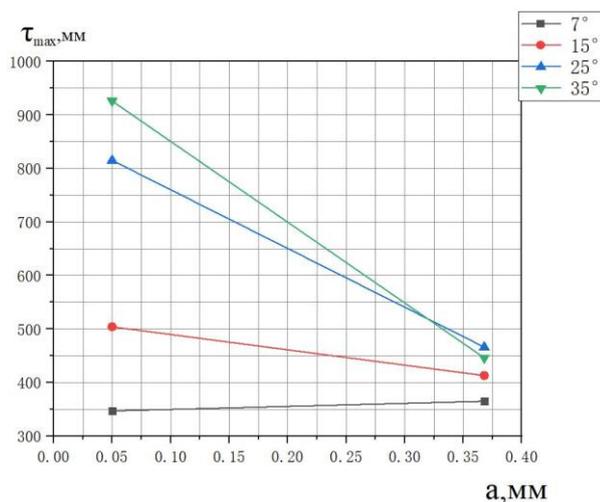


Рис. 4. Влияние толщины среза a (мм) и переднего угла γ ($^\circ$) на наибольшую величину касательного контактного напряжения τ_{max} (МПа) у режущей кромки. Сталь 40Х-Т15К6. (Чэнь Юэчжоу)
 Для $\gamma=7^\circ$: $\tau_{max} = 56,6a+344,2$ [МПа]; для $\gamma=15^\circ$: $\tau_{max} = -286,16a+518,3$ [МПа]
 для $\gamma=25^\circ$: $\tau_{max} = -1097,48a+869,87$ [МПа]; для $\gamma=35^\circ$: $\tau_{max} = -1509,43a+1001,47$ [МПа]

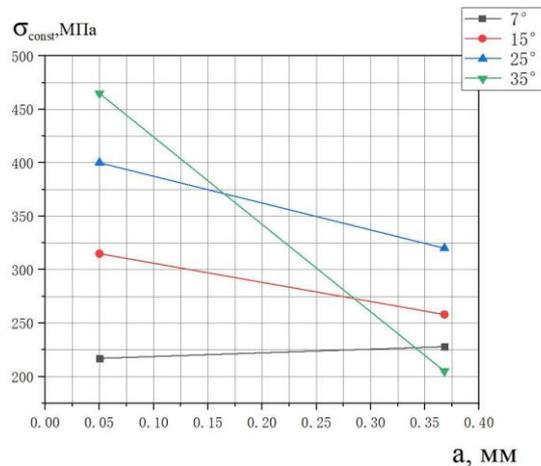


Рис. 5. Влияние толщины среза a (мм) и переднего угла γ ($^\circ$) на величину нормального контактного напряжения σ_{const} (МПа) на горизонтальном участке эпюры σ . Сталь 40Х-Т15К6.

Для $\gamma=7^\circ$: $\sigma_{const}=34,59a+215,27$ [МПа]; для $\gamma=15^\circ$: $\sigma_{const}=-179,25a+323,96$ [МПа]; для $\gamma=25^\circ$: $\sigma_{const}=-251,57a+412,58$ [МПа]; для $\gamma=35^\circ$: $\sigma_{const}=-817,61a+505,88$ [МПа] (Чэнь Юэчжоу)

Уменьшение нормальных контактных напряжений на фаске задней поверхности, в том числе и величины наибольшего напряжения у режущей кромки (рис. 23) при увеличении переднего угла γ приводит к уменьшению силы, пытающейся отломать режущий клин у вершины. Поэтому, несмотря на уменьшение жёсткости режущего клина при увеличении переднего угла, наибольшие напряжения увеличиваются не так интенсивно, как это можно было бы предположить.

При огромном переднем угле $\gamma = +35^\circ$ эквивалентные напряжения не такие уж большие – $\sigma_{эkv \max} = 1531,8$ (МПа) (рис. 27 б).

Это позволяет сделать вывод, что даже при небольшом увеличении предела прочности на изгиб инструментального материала, можно использовать режущие пластины с большими передними углами. Это приведёт к уменьшению вероятности появления нароста на передней поверхности, уменьшению шероховатости и повышению точности обработки, улучшению отвода стружки.

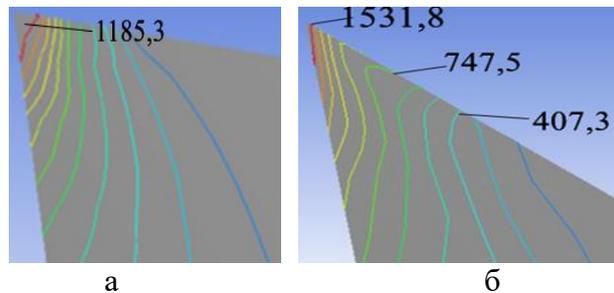


Рис. 6. Распределение эквивалентных напряжений $\sigma_{эkv}$ (МПа) в режущем клине при одинаковом режиме резания, но разным переднем угле γ . Сталь 40Х - Т15К6, $b = 2,82$ мм, $v = 120$ м/мин, $s = 0,52$ мм/об. а – $\gamma = +7^\circ$; б – $\gamma = +35^\circ$

1.2. Расчёт параметров эпюр контактных напряжений на фаске задней поверхности

1.2.1. Расчёт удельных контактных нагрузок на фаске задней поверхности

Удельные контактные нагрузки на фаске задней поверхности рассчитываются по формуле:

$$q_{Nh} = \frac{\Delta N_h}{\Delta x_h \cdot b}; q_{Fh} = \frac{\Delta F_h}{\Delta x_h \cdot b}, \text{ (Н/мм}^2 \text{ или МПа)}$$

где – $\Delta N_h, \Delta F_h$ изменение нагрузки (силы) на участке фаски задней поверхности длиной Δx_h , b – ширина контакта фаски задней поверхности с поверхностью резания, $b = \text{const} = 2,82 \text{ мм}$.

Так как мы не можем приложить контактные нагрузки на рабочие поверхности режущей пластины как их функцию, необходимо разделить рабочие поверхности на несколько поверхностей равной длины (т.е. $\Delta x_h = 0,1 \text{ мм}$). Таким образом, нам нужно просто разделить длину фаски задней поверхности на последовательные равномерные интервалы (длина интервалов $\Delta x_h = 0,1 \text{ мм}$). Затем рассчитать удельные контактные напряжения (нагрузки) в каждом интервале, и построить для них гистограммы с помощью программы MathCAD.

Здесь представлены примеры построения гистограмм удельных контактных нагрузок на фаске задней поверхности с помощью программы MathCAD при подаче $s = 0,07 \text{ мм/об}$.

- Построение гистограммы **нормальных** удельные контактные **нагрузок** на фаске задней поверхности:

При $s = 0,07 \text{ мм/об}$; $t = 2 \text{ мм}$, найти зависимость σ_h от x_h

$m := 10$

$h_{\max} := \max(h) \quad h_{\min} := \min(h)$

$\Delta := \frac{\text{ceil}(h_{\max}) - \text{floor}(h_{\min})}{m} \quad \Delta = 0.1$

$i := 1..m \quad a_i := 0 + \Delta \cdot (i - 1) \quad b_i := a_i + \Delta \quad x_i := \frac{a_i + b_i}{2}$

$F1 := \frac{P_{xy}(0.13) - P_{xy}(0)}{0.13 - 2.828} = 283.594$

$F2(i) := \frac{P_{xy}(b_i) - P_{xy}(a_i)}{\Delta \cdot 2.828}$

$\sigma_h(x_h, m) := \begin{cases} \text{for } i \in 1..m \\ 236.763 \text{ if } 0 \leq x_h < a_1 \\ \text{for } i \in 1..m \\ F2(i) \text{ if } a_i \leq x_h < b_i \end{cases}$ - уравнение σ_h от x_h

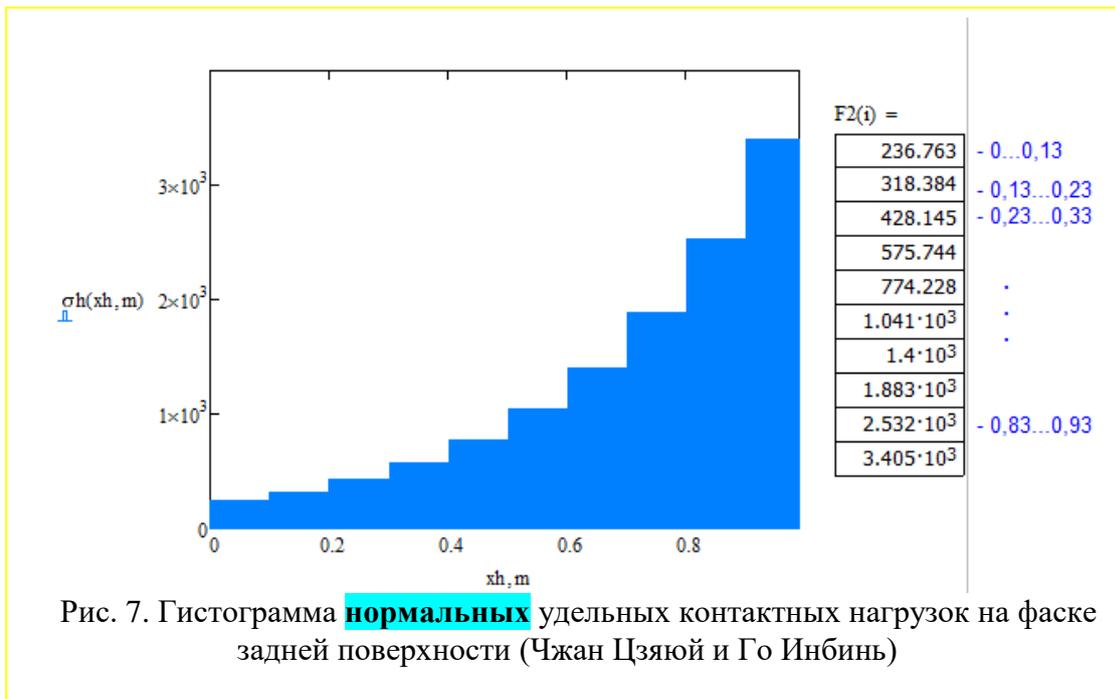


Рис. 7. Гистограмма **нормальных** удельных контактных нагрузок на фаске задней поверхности (Чжан Цзяюй и Го Инбинь)

- П
о

строение гистограммы **касательных** удельных контактные нагрузок на фаске задней поверхности:

При $s=0,07\text{мм/об}$; $t=2\text{мм}$, найти зависимость τ_h от x_h

$m := 10$

$h_{\max} := \max(h)$ $h_{\min} := \min(h)$

$\Delta := \frac{\text{ceil}(h_{\max}) - \text{floor}(h_{\min})}{m}$ $\Delta = 0.1$

$i := 1, 2..m$ $a_i := 0 + \Delta \cdot (i - 1)$ $b_i := a_i + \Delta$ $x_i := \frac{a_i + b_i}{2}$

$F1 := \frac{Pz(0.13) - Pz(0)}{0.13 - 2.828} = 34.103$

$F2(i) := \frac{Pz(b_i) - Pz(a_i)}{\Delta \cdot 2.828}$

$\tau_h(x_h, m) := \begin{cases} \text{for } i \in 1..m \\ 34.103 \text{ if } 0 \leq x_h < a_1 \\ \text{for } i \in 1..m \\ F2(i) \text{ if } a_i \leq x_h < b_i \end{cases}$ - уравнение τ_h от x_h

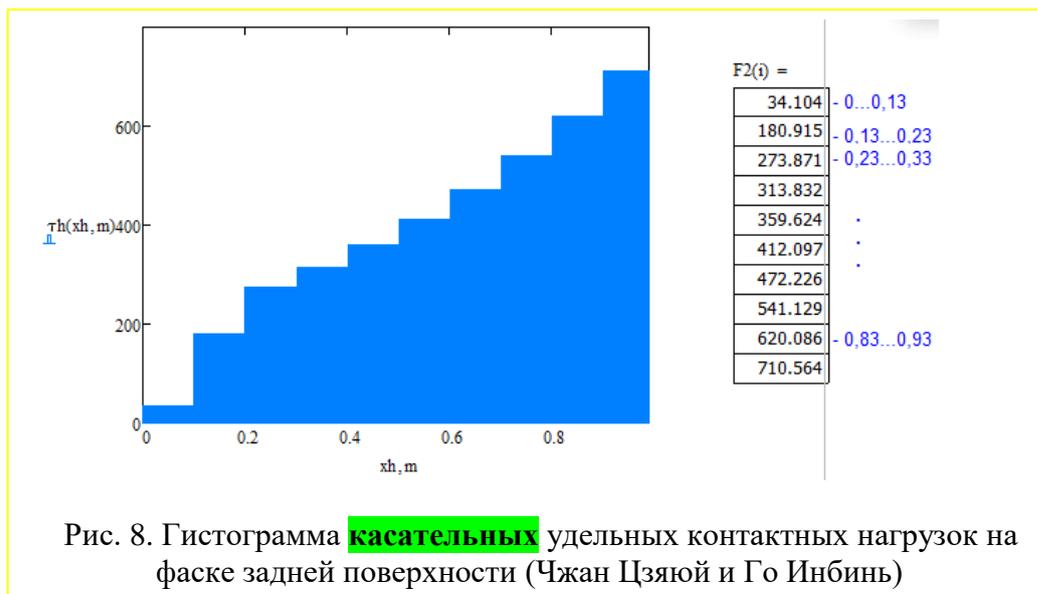


Рис. 8. Гистограмма **касательных** удельных контактных нагрузок на фаске задней поверхности (Чжан Цзяюй и Го Инбинь)

Следует обратить внимание на то, что на представленных графиках (рис. 7 и 8) принято в расчёт, что на радиусном участке (радиусом несколько микрометров, сопоставимым с размерами зерен твёрдого сплава) режущей кромки **имеется застойная зона**, которая принимает на себя часть нагрузки на задней поверхности.

В том случае, если этой **застойной зоны** у режущей кромки **не существует**, гистограмма (эпюра) распределения **касательных** контактных напряжений на фаске задней поверхности будет иметь вид, представленный на рис. 10.

На фаске задней поверхности у режущей кромки имеется участок с очень большой величиной касательного контактного напряжения ($q_{Fh} = 1295 \text{ МПа}$) (рис. 10). Гистограмма на рис. 10 построена на основе предположения, что приращение силы при удалении от режущей кромки происходит только на новых участках фаски задней поверхности, т.е. контактные напряжения на предыдущих, уже рассмотренных участках, остаются неизменными.

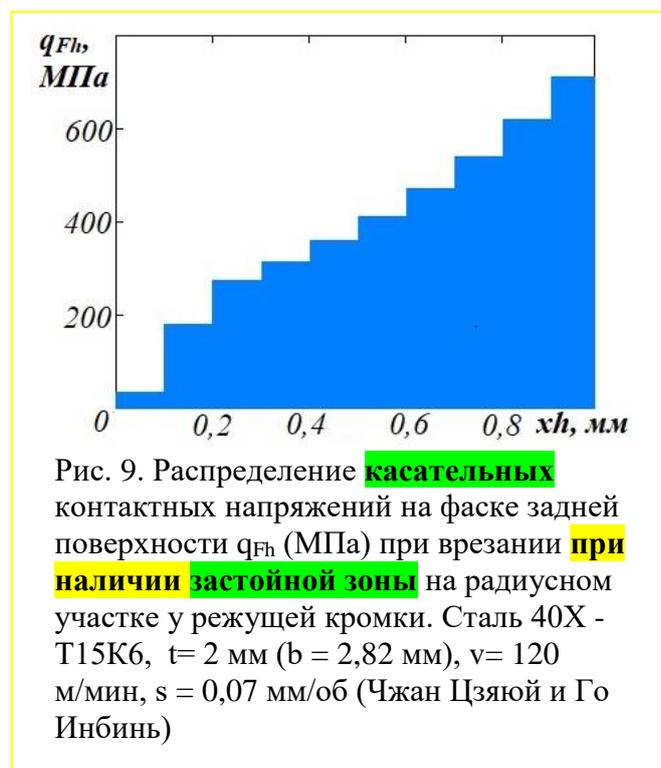


Рис. 9. Распределение **касательных** контактных напряжений на фаске задней поверхности q_{Fh} (МПа) при врезании **при наличии застойной зоны** на радиусном участке у режущей кромки. Сталь 40X - T15K6, $t = 2 \text{ мм}$ ($b = 2,82 \text{ мм}$), $v = 120 \text{ м/мин}$, $s = 0,07 \text{ мм/об}$ (Чжан Цзяюй и Го Инбинь)

При расчёте контактных напряжений в расчёт принимается приращение сил, т.е. величина силы на более ранних участках не будет оказывать влияние на результат. Поэтому можно рассматривать гистограмму (эпюру) на рис. 9 (***распр.касат.напр.***) как основную, и по нашему мнению распределение касательных контактных напряжений на фаске задней поверхности при врезании (до появления стружки) имеет именно такой вид. Однако для оценки нагружения режущего клина удобнее использовать гистограмму на рис. 10, только считать наибольшее (***касательное**) контактное напряжение у режущей кромки приложенным к радиусному участку режущей кромки (***т.е. как $Pz \rightarrow \sigma_{на\text{ реж.кр.}}$**).

1.2.2. Расчёт контактных напряжений на фаске задней поверхности

По средним точкам гистограмм удельных контактных нагрузок строим эпюры контактных напряжений на фаске задней поверхности (рис. 11), считая, что при уменьшении длины рассматриваемого участка величина удельных контактных нагрузок приближается к величине контактных напряжений.

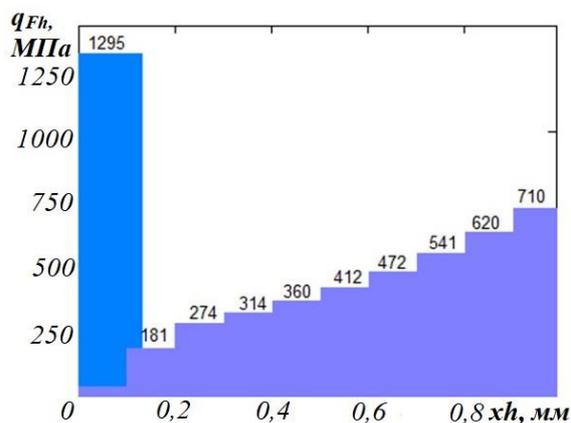


Рис. 10. Распределение касательных контактных напряжений на фаске задней поверхности q_{Fh} (МПа) при врезании при отсутствии застойной зоны на радиусном участке у режущей кромки. Сталь 40Х - Т15К6, $t=2$ мм ($b=2,82$ мм), $v=120$ м/мин, $s=0,07$ мм/об (Чжан Цзяюй и Го Инбинь)

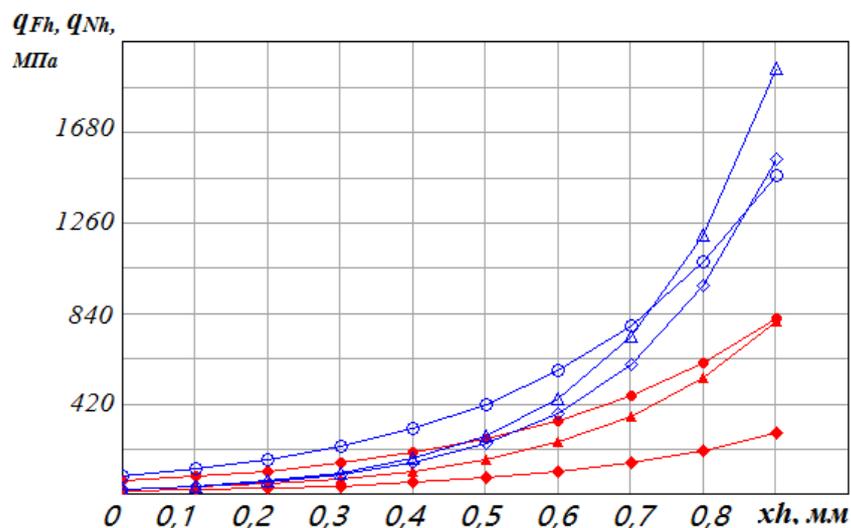


Рис. 11. Распределение нормальных q_{Nh} (\diamond, Δ, \circ) и касательных q_{Fh} ($\blacklozenge, \blacktriangle, \bullet$) удельных контактных нагрузок (МПа) на фаске задней поверхности резца при обработке стали 40Х, образующую сливную стружку. $\varphi=45^\circ$, $v=2$ м/с, $t=2$ мм. \diamond, \blacklozenge - $s=0,34$ мм/об; Δ, \blacktriangle - $s=0,23$ мм/об; \circ, \bullet - $s=0,11$ мм/об. Абсцисса– расстояние от режущей кромки вдоль фаски задней поверхности x_{hi} (мм) (Чжан Цзяюй и Го Инбинь)

Построение стойкостных зависимостей при обработке стали

(должна быть на основании лабораторная работа № 8 «Исследование стойкости СМП при обработке стальной заготовки», но она по расписанию должна быть только 22.11.24, поэтому на практике выполняем лаб. работу, а на лаб. – строим стойкостные зависимости)

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, появление синей стружки при обработке быстрорежущим инструментом недопустимо, т.к. этот цвет свидетельствует о температуре более $620\text{ }^\circ\text{C}$, 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 $h_{z\max} = h_{f\max} = 0,75\text{ мм}$, при полувальцовом точении (по 10...9 качеству) – $h_{z\max} = h_{f\max} = 0,2\text{ мм}$ (рис. 2).

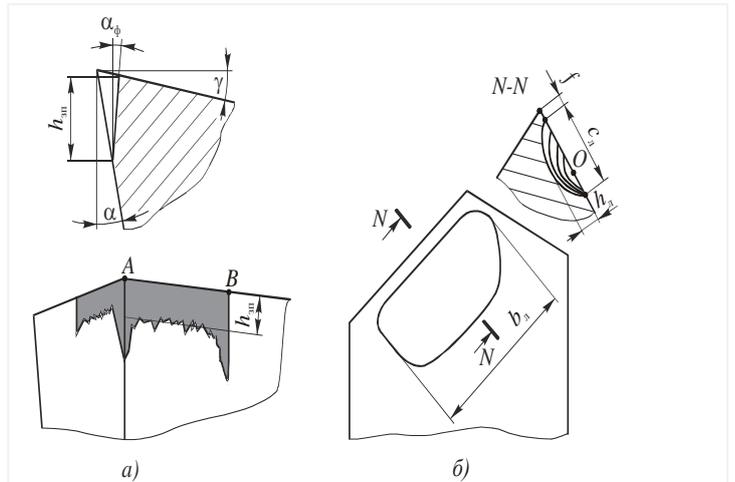
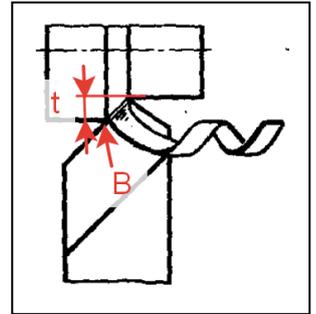


Рис. 1. Зоны износа токарного резца (СМП)

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 ($h_{z\max}$), тем более, что все остальные параметры вызваны увеличением h_z .

Для построения стойкостных зависимостей производится обработка заготовки из выбранного обрабатываемого материала с постоянной подачей, глубиной и скоростью резания.

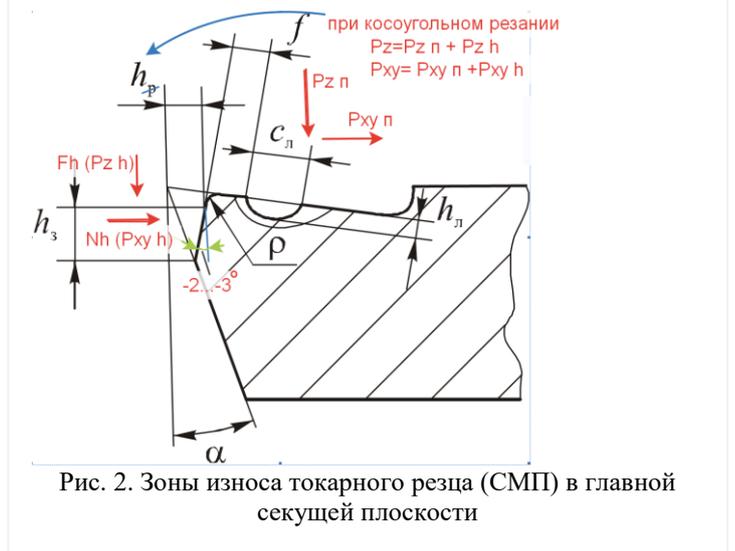


Рис. 2. Зоны износа токарного резца (СМП) в главной секущей плоскости

Инструментальный материал, геометрия инструмента, глубина резания и подача выбираются оптимальными для исследуемого вида обработки (например, полустого точения) и обрабатываемого материала.

Выбирается критерий износа (предельно допустимый параметр при износе). Чаще всего выбирается ширина износа по задней поверхности h_z . Например, при полустогом точении незакалённой стали $h_{z, \max} = 0,25$ 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 γ** снижаются степень деформации, силы резания и трения, **уменьшается тепловыделение**, что способствует **повышению стойкости инструмента**.

Однако увеличение угла γ 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, максимум 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 α обеспечивает зазор между заготовкой и задней поверхностью режущего клина и, тем самым, способствует снижению интенсивности износа инструмента и повышению его стойкости. Угол α также как и угол γ влияет на **прочность** режущего клина через изменение угла заострения β , а также на условия отвода теплоты от вершины инструмента и поэтому зависимость T - v также принимает экстремальный характер. При этом,

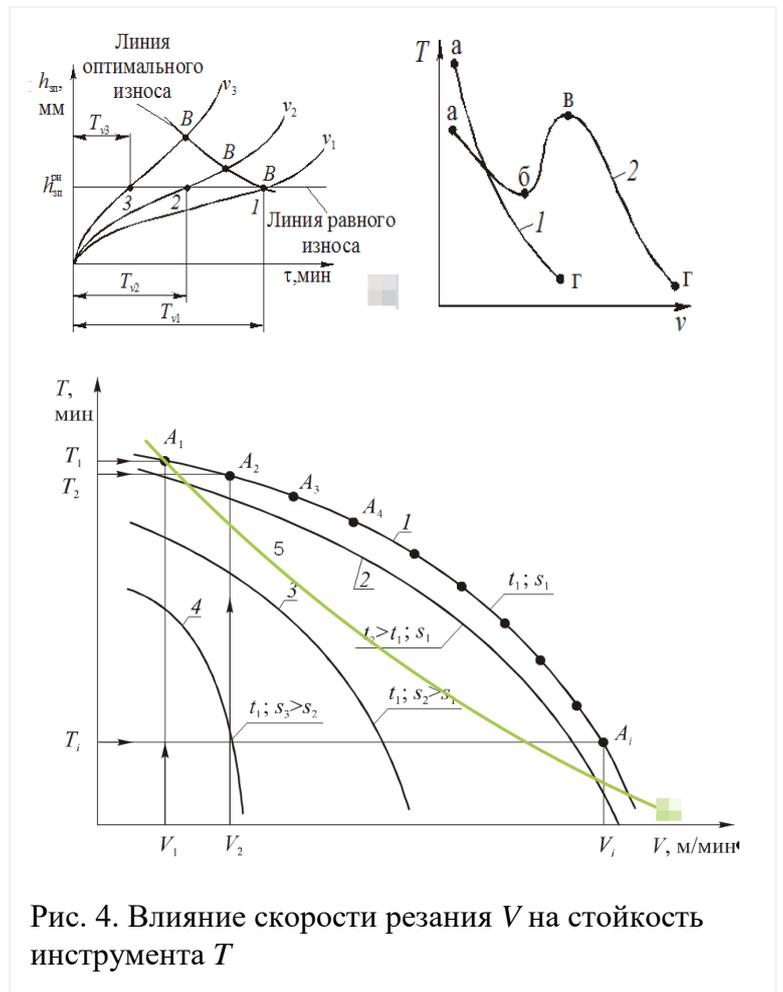
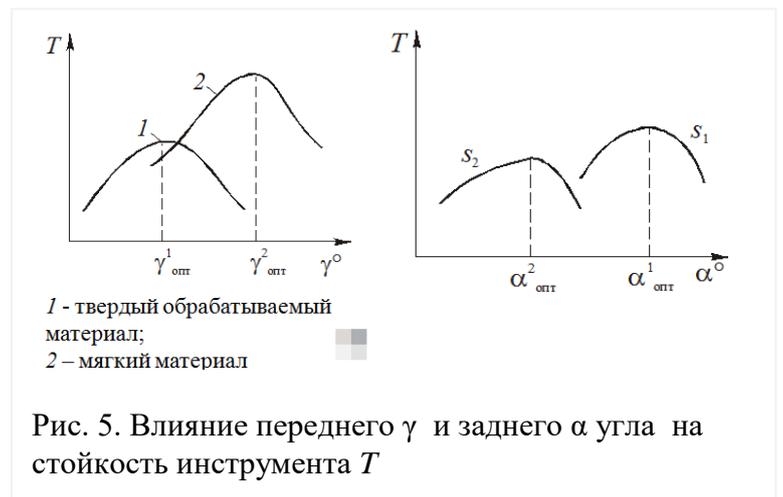


Рис. 4. Влияние скорости резания V на стойкость инструмента T



1 - твердый обрабатываемый материал;
2 - мягкий материал

Рис. 5. Влияние переднего γ и заднего α угла на стойкость инструмента T

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 $\alpha_{\text{опт}}=6\dots8^\circ$, у отрезных и фасонных резцов, работающих с меньшей подачей, $\alpha_{\text{опт}}=10\dots12^\circ$, а у дисковых фрез, работающих с подачей $0,01$ мм/зуб - $\alpha_{\text{опт}}=30^\circ$.

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

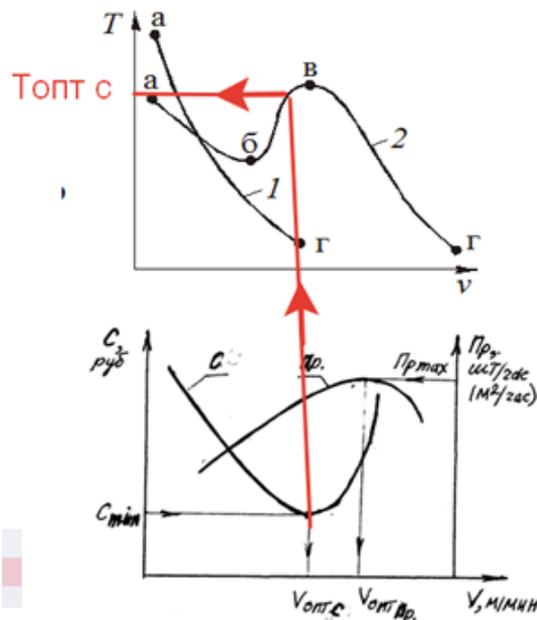
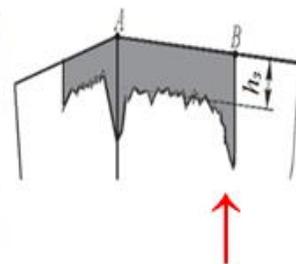
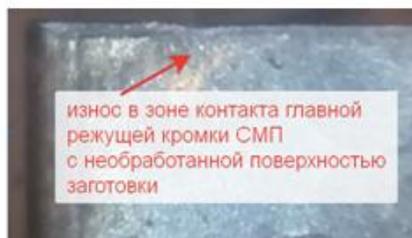


Рис. 6. Определение оптимальной стойкости **Т_{опт с}** (мин) по минимальной себестоимости **С_{min}** (руб/1 м обраб. пов)

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)

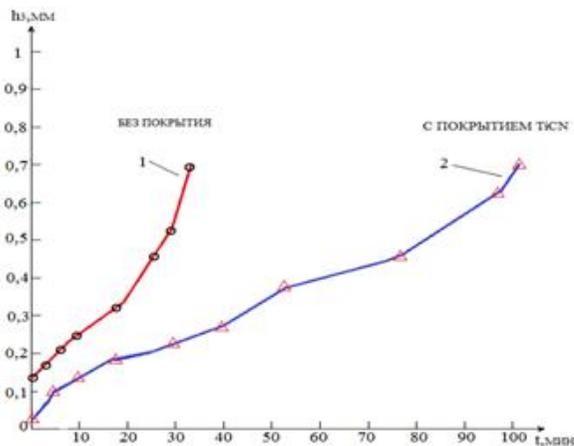


Рис. 22. Изменение h_3 [мм] от времени t [мин] точения стали 40X. $v = 300$ м/мин; $s = 0,13$ мм/об; $t = 1$ мм. 1 – Ti15K6 без покрытия; 2 – Ti15K6 с покрытием **TiCN**

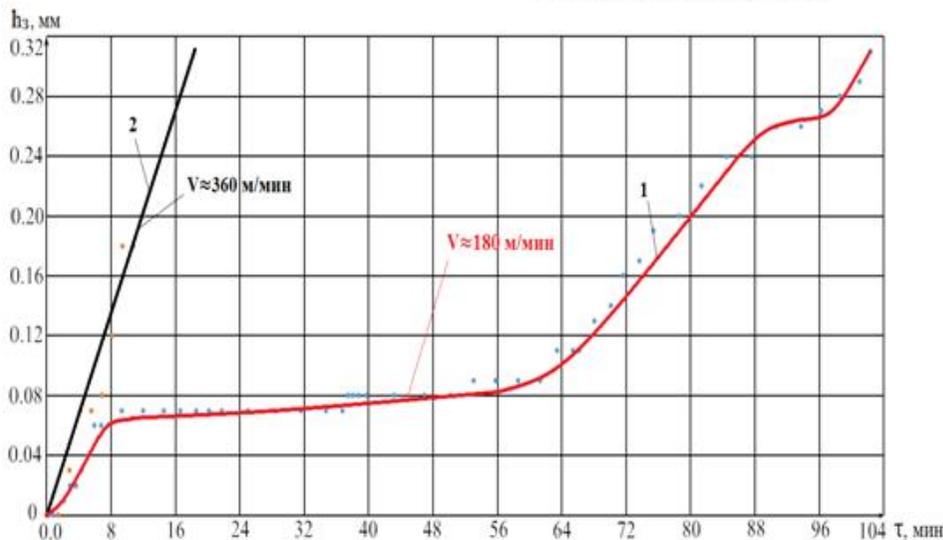


Рис. 23. Зависимость длины фаски износа по задней поверхности от времени резания при обработке стали 40X - WNMG080404-TM с покрытием TiN, $s = 0,13$ мм/об; $t = 1$ мм. 1 – $v = 180$ м/мин; 2 – $v = 360$ м/мин

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

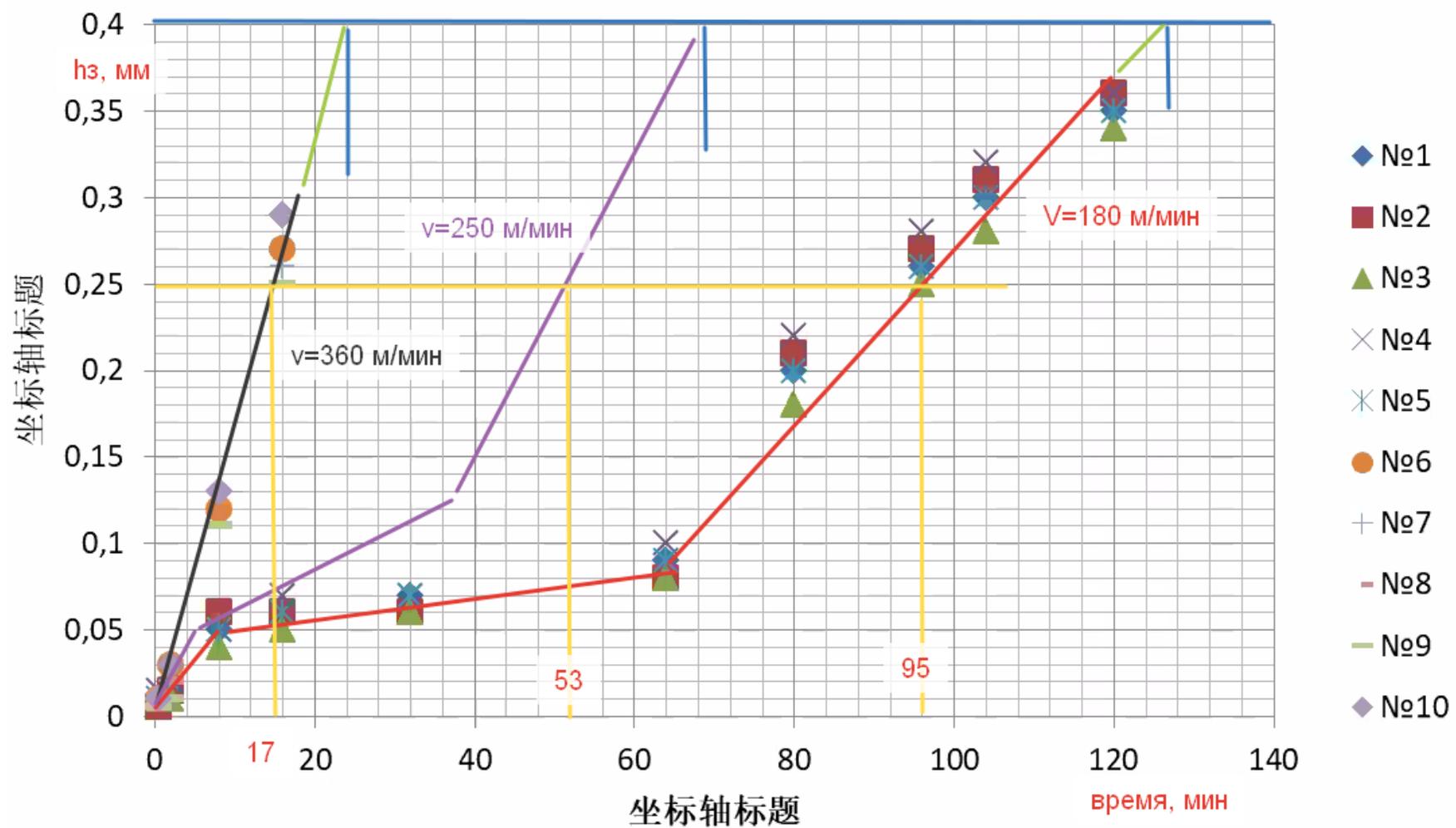


Рис. 8. Влияние скорости резания на интенсивность износа. Сталь 40X - T15K6 с покрытием TiN, $\varphi = 90^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $r = 0,8$ мм, $t=1$ мм, $s = 0,13$ мм/об.

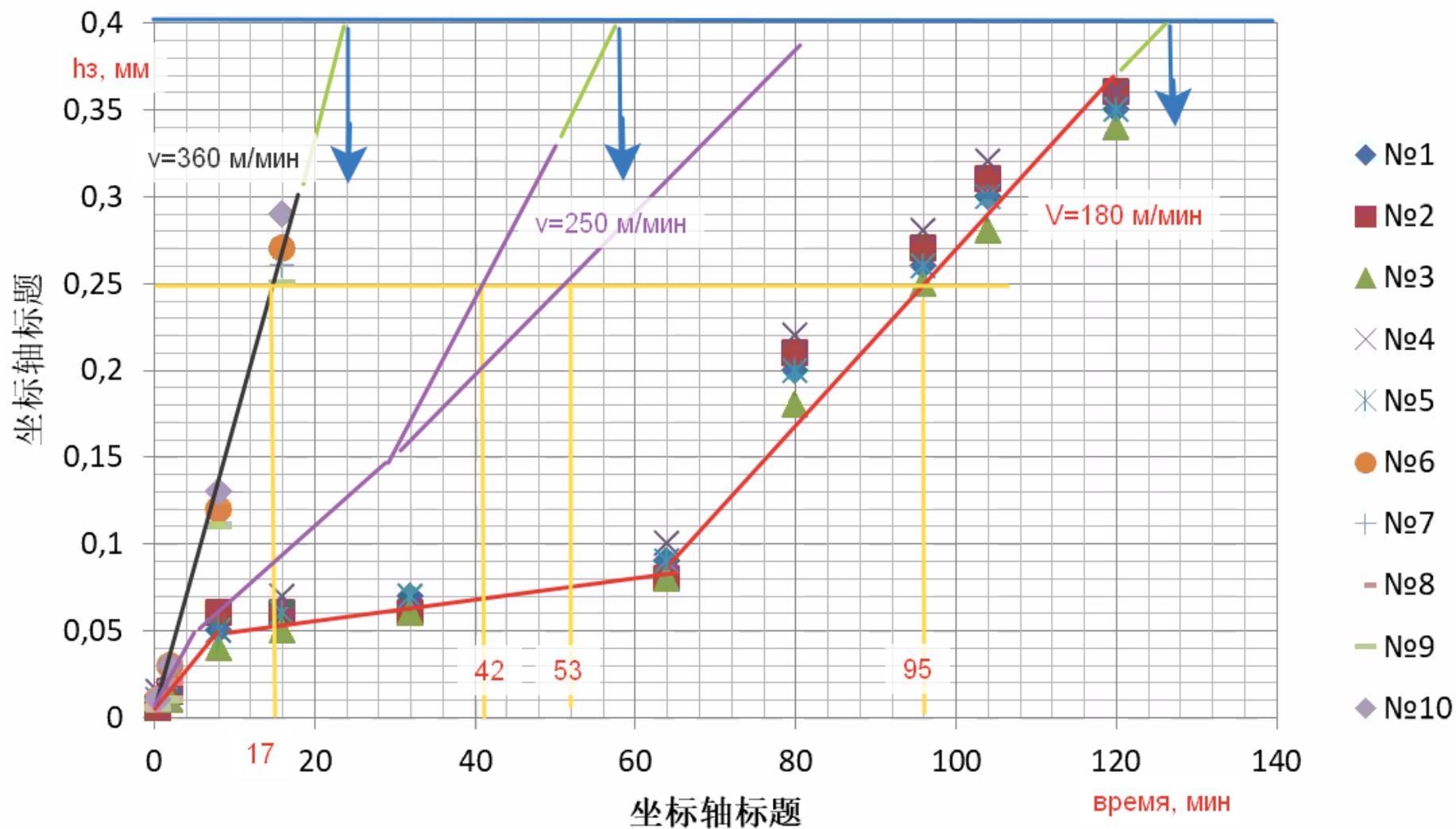
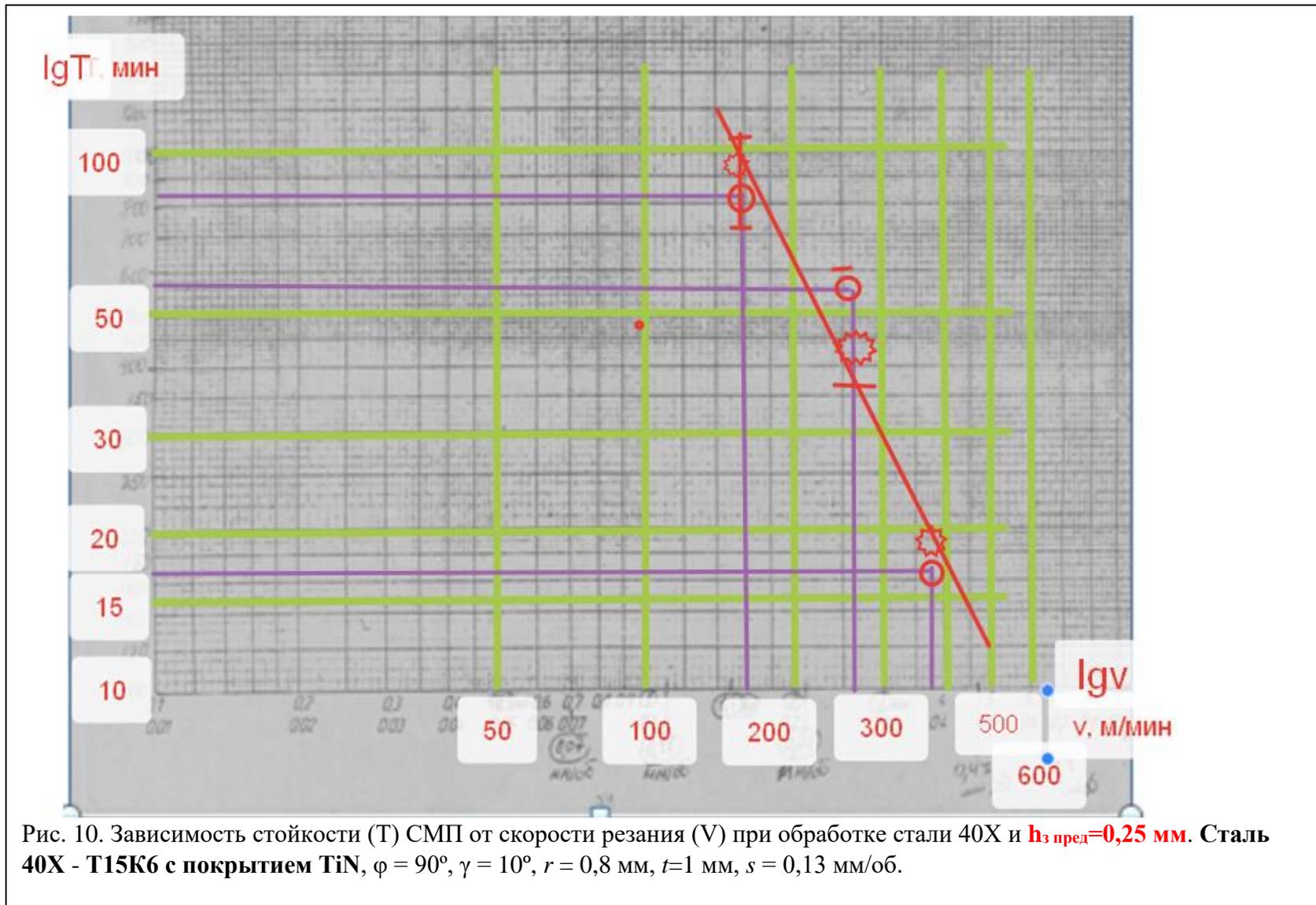


Рис. 9. Зависимость изменения длины фаски h_z от времени резания при обработке стали 40X. Сталь 40X - T15K6 с покрытием TiN, $\varphi = 90^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $r = 0,8$ мм, $t = 1$ мм, $s = 0,13$ мм/об.
 $V = 500$ м/мин $\rightarrow T \approx 12$ мин. $n = (1000 \times V) / (\pi d) = (1000 \times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



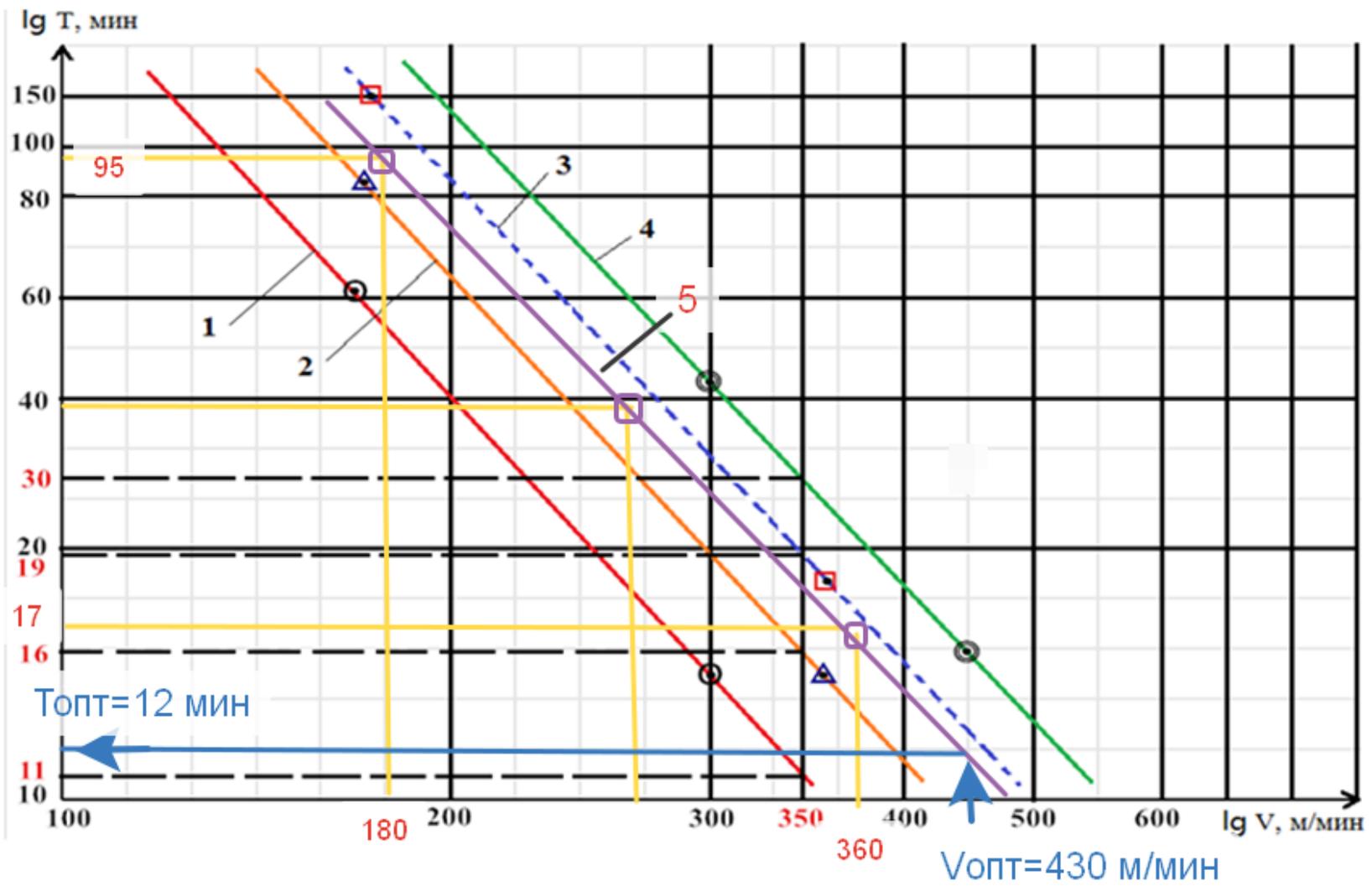


Рис. 11. Зависимость стойкости (Т) СМП с износостойкими покрытиями (1, 2, 3, 4) от скорости резания (V) при обработке стали 40X и $h_3=0,2$ мм: 1- без покрытия, 2, 5 - с покрытием TiN, 3- с покрытием AlTiN, 4- с покрытием TiCN

Таблица 1. Сравнение эффективности применения покрытий

Тип пластин (3 вершины)	Цена (С), руб/шт (Стоимость)	Стойкость Т, мин	L _{обр} , м (Т × 350)	S _{обр} , м ²	Цена обработки 1 м (С _{уд}), (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_з (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_з от времени обработки τ, задаться критерием стойкости и построить стойкостные зависимости поданным для 2-х скоростях резания: 180 и 360 м/мин.

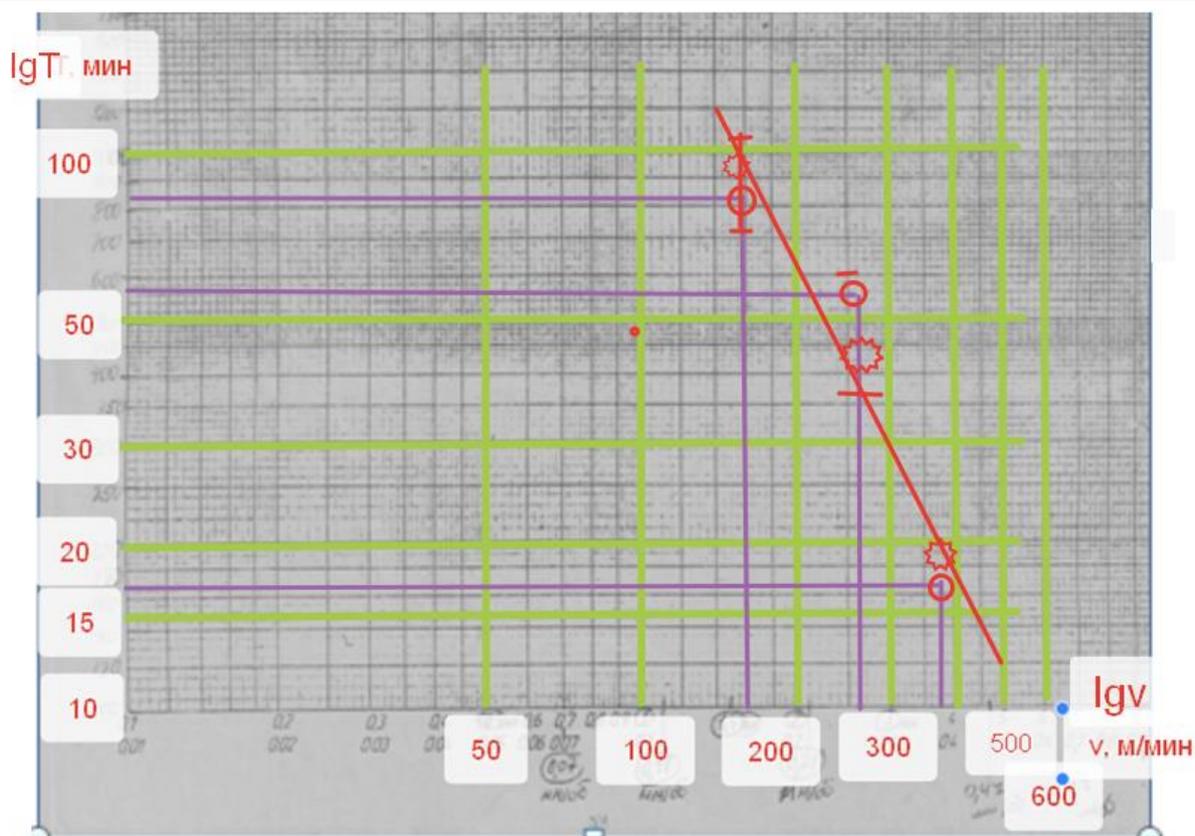


Рис. 12. Зависимость стойкости (Т) СМП от скорости резания (V) при обработке стали 40X и $h_3=0,2$ мм. Сталь 40X - T15K6 с покрытием TiN, $\varphi = 90^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $r = 0,8$ мм, $t=1$ мм, $s = 0,13$ мм/об, $h_{3\text{ пред}}=0,25$ мм

Таблица 3. Изменение длины фаски износа по задней поверхности h_3 (мм) силы резания P_y (P_z) и других параметров 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
	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	0,01	0,02	0,05	0,06	0,07	0,09	0,2	0,26	0,30	0,35	

	№5										
	Сила Ру (Pz), Н										
	Δd_{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						

**Расчёт производительности и себестоимости
обработки стальной заготовки при изменении скорости резания**

Износ режущего инструмента есть результат трения стружки о переднюю поверхность инструмента и его задней поверхности об обработанную поверхность.

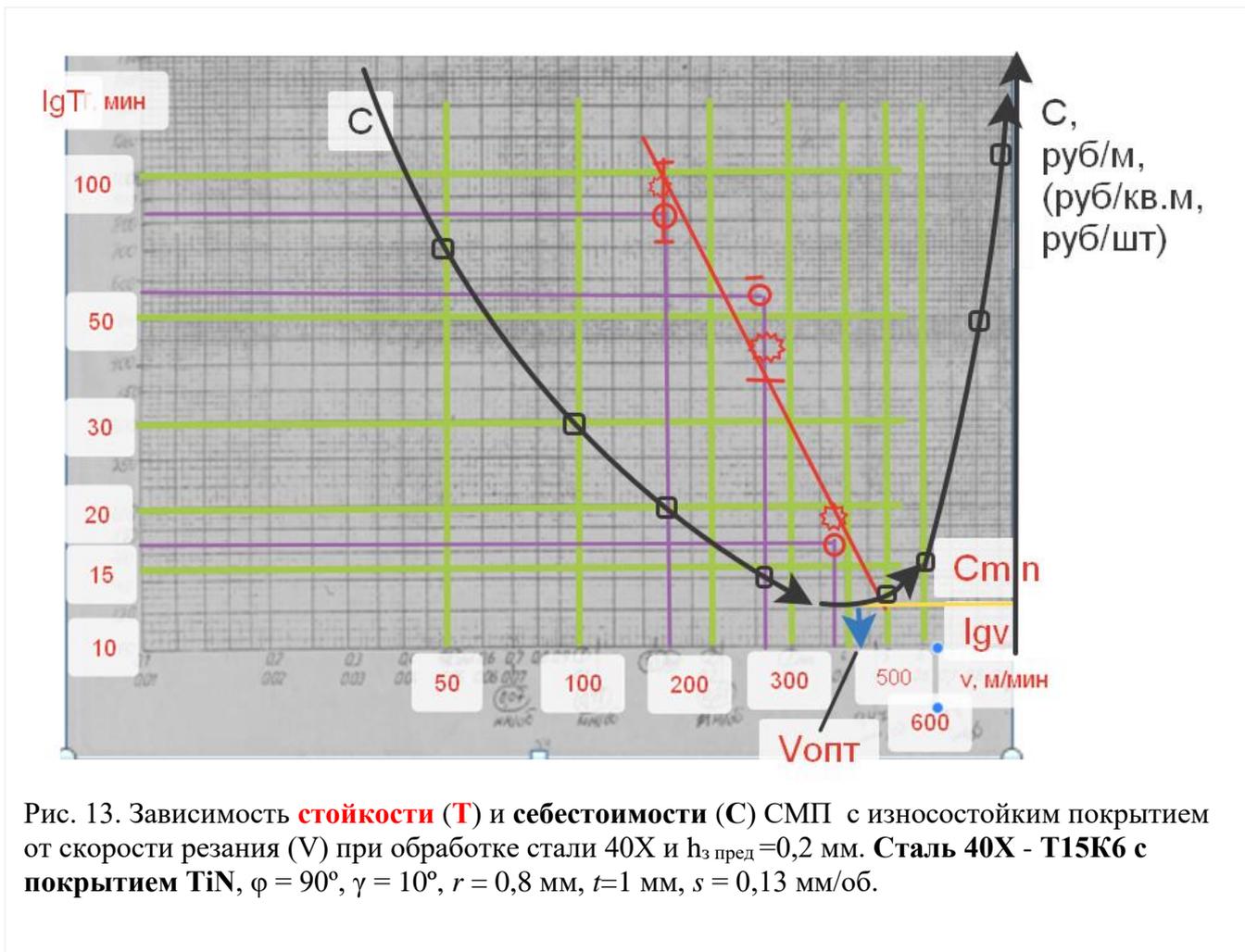


Рис. 13. Зависимость **стойкости (T)** и **себестоимости (C)** СМП с износостойким покрытием от скорости резания (V) при обработке стали 40X и $h_{з\text{ пред}}=0,2$ мм. Сталь 40X - T15K6 с покрытием TiN, $\phi = 90^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $r = 0,8$ мм, $t=1$ мм, $s = 0,13$ мм/об.

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

Практическое занятие № 7.

Расчёт изменения составляющих силы резания при фрезеровании 11.12.24

(должна была быть на основе Лабораторной работы № 9 «Исследование изменения составляющих силы резания при концевом фрезеровании стальной заготовки» от 6.12.24)

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): $P_z = P_x = P_x$, $P_x = P_y = P_y$, $P_y = P_z = P_z$. 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 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.

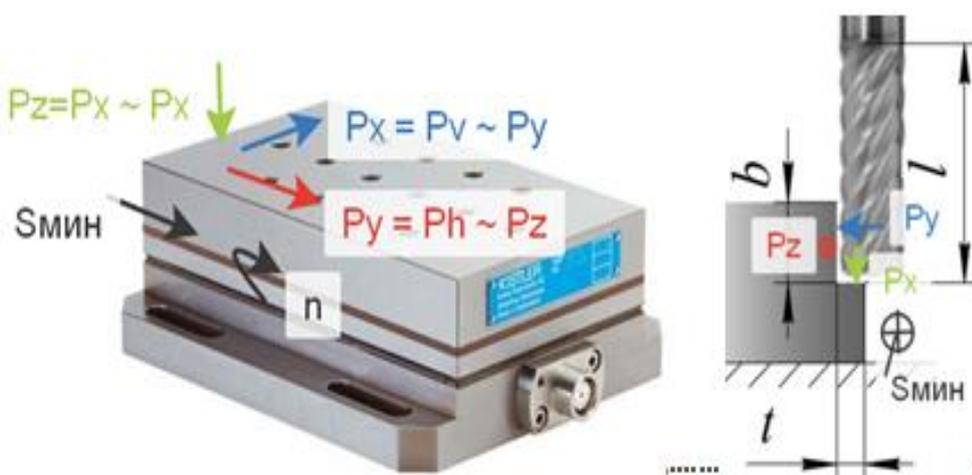


Рис. 1. – Составляющие силы резания при фрезеровании концевой фрезой с использованием токарного динамометра Kistler.

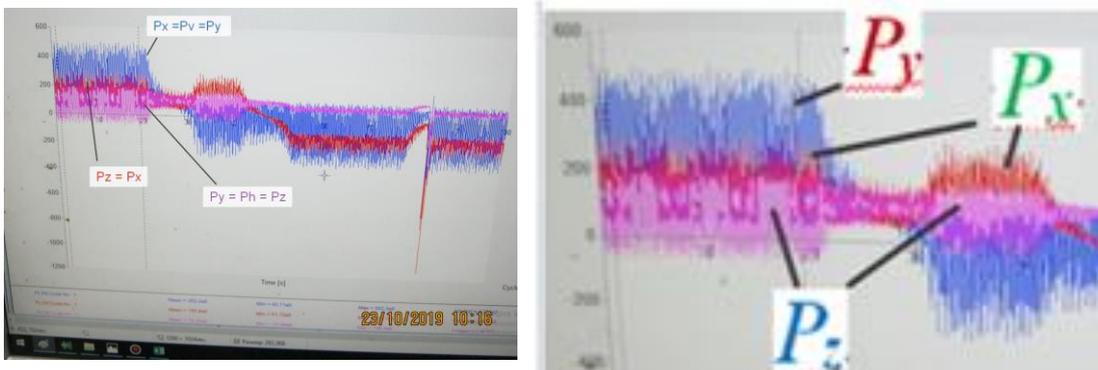
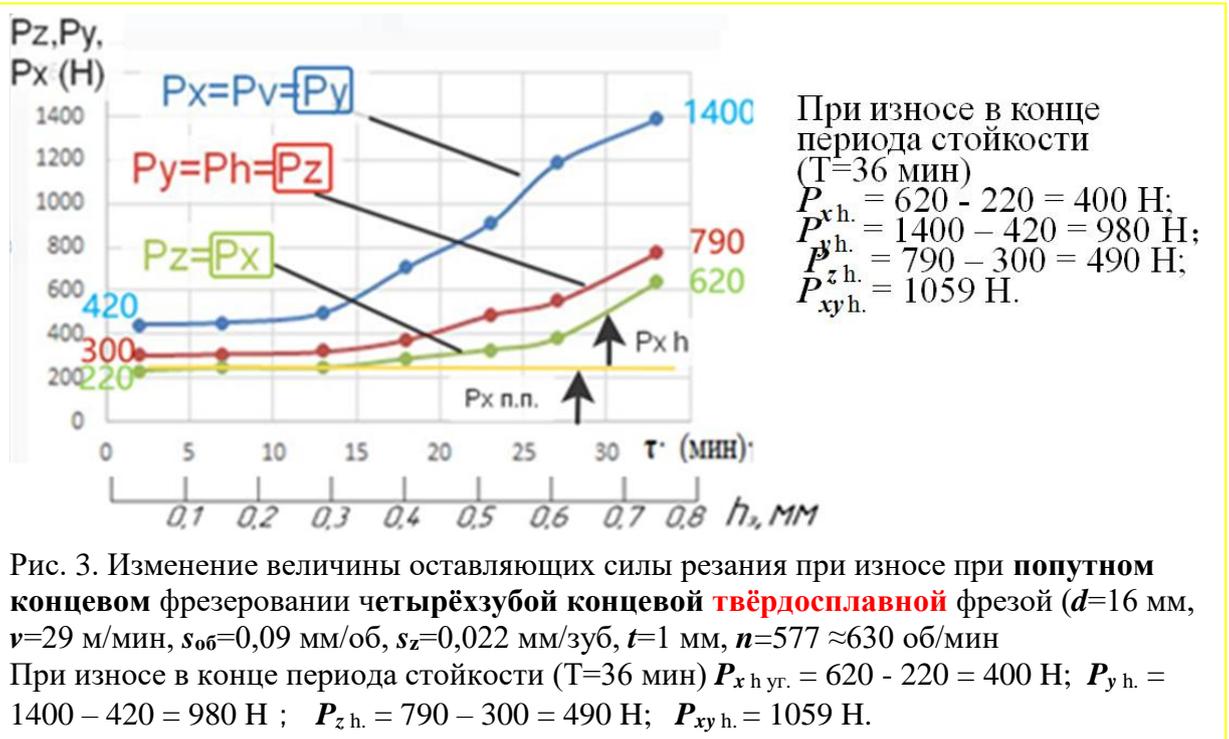
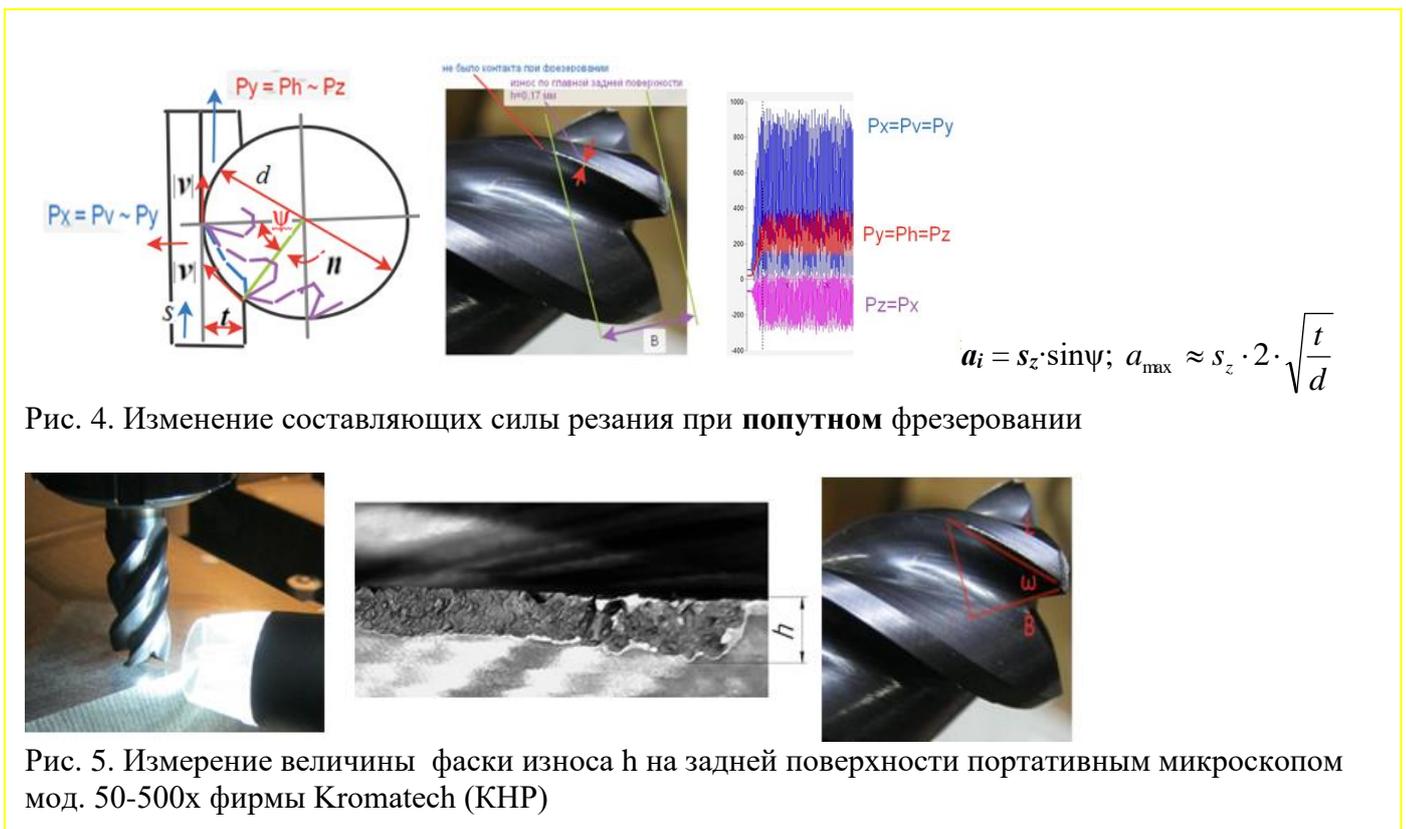
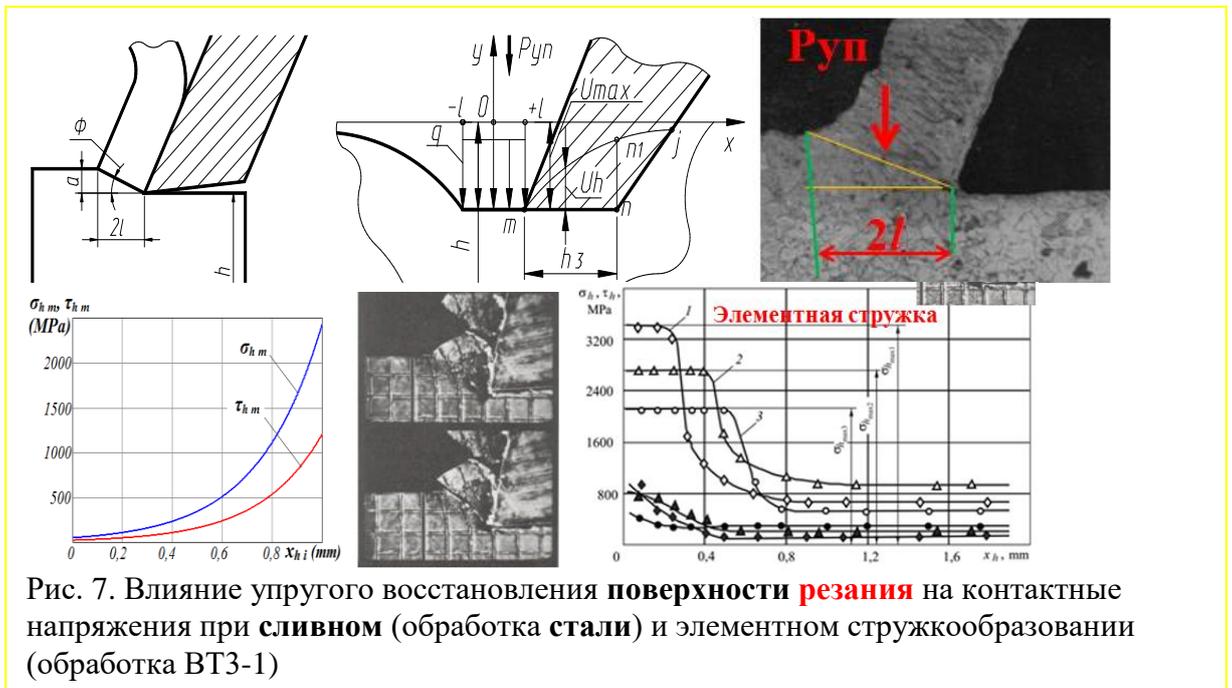
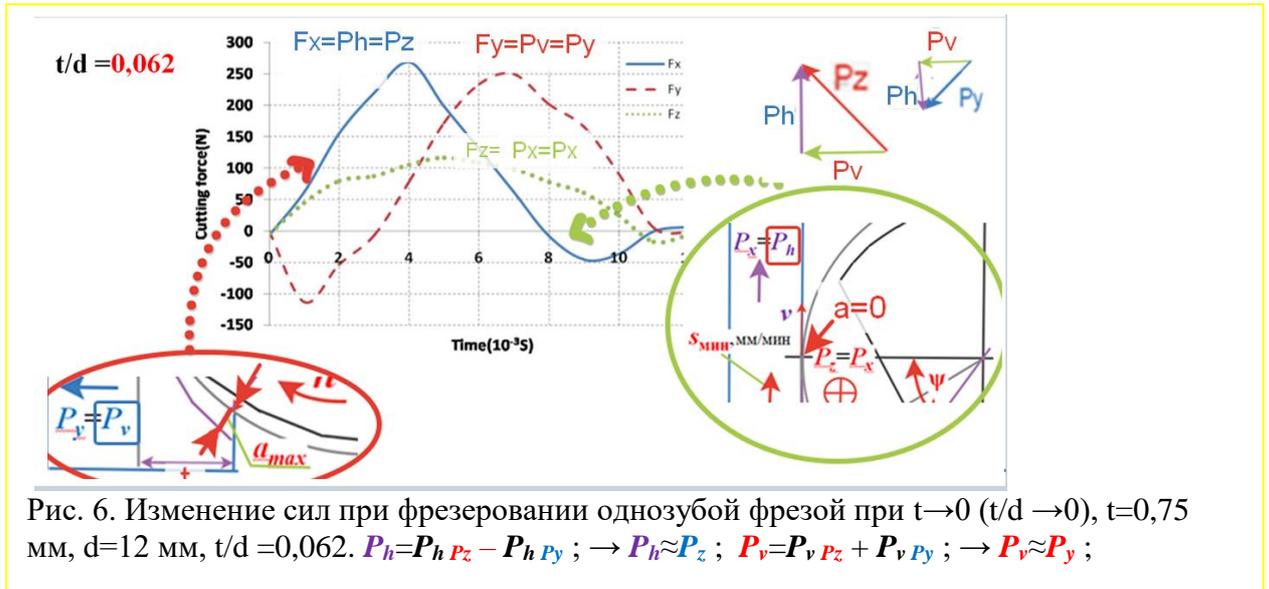


Рис. 2. – Изменение по времени составляющих силы резания при фрезеровании быстрорежущей концевой фрезой с использованием токарного динамометра Kistler.



На **рис. 3** по графикам изменения сил фрезерования в зависимости от времени работы можно выделить силы на фаске износа зуба фрезы по задней поверхности как разницу между текущей величиной силы и начальной её величиной, т.е. до износа. Принимаем, что до износа силы были только на передней поверхности, а после износа по задней поверхности эти силы практически не изменились.





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 γ ($^\circ$); l – длина контакта главной режущей кромки зуба фрезы с заготовкой с учётом угла наклона главной режущей кромки (угла наклона винтовой канавки ω), 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 ψ 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 α – 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:

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

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

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

Рассчитываем средний **условный** коэффициент трения на фаске износа по задней поверхности μ_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

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

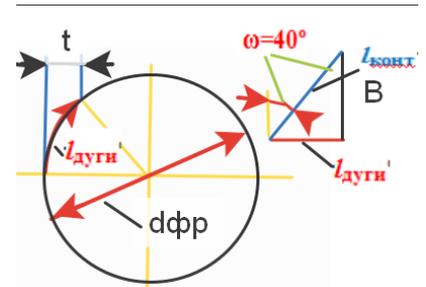


Рис. 8. Расчёт длины дуги сектора $l_{\text{дуги}}$ и длины контакта гл. режущей кромки фрезы с заготовкой $l_{\text{конт}}$

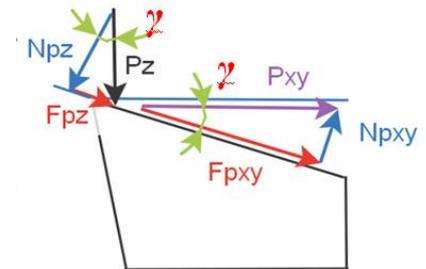


Рис. 9. Составляющие силы резания на передней поверхности в **главной**

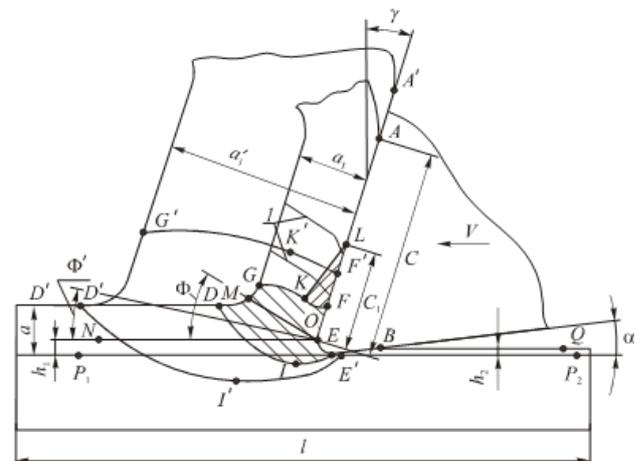


Рис. 10. Зоны пластической деформации на передней поверхности в **главной секущей плоскости**

= 980 Н; $l_{\text{конт}} = 5,47$ мм; $h_3 = h_{3 \text{ ленточки износа}} = 0,62$ мм; $h_{3 \text{ уголка}} = 0,62$ мм):

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

$$q_{Nh} = q_{Pxyh} = \frac{P_y h}{l_{\text{конт}} \cdot h_3} = \frac{980}{5,47 \cdot 0,62} = 289 \text{ Н/мм}^2.$$

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:

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

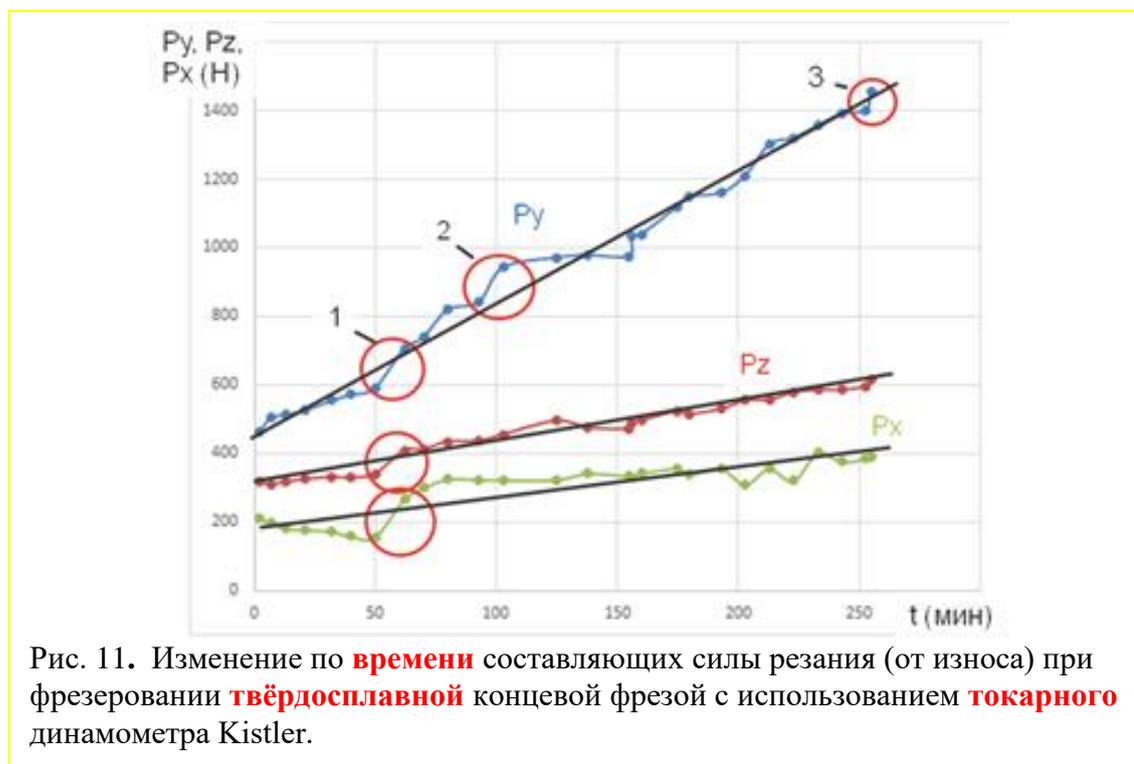
На задней поверхности выделяем силы как разность общих сил и сил у неизношенного инструмента. После времени работы $\tau = 36$ мин:

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

$$q_{P_x h_{\text{уголка}}} = \frac{P_x}{l(B) \cdot h_{\text{уголка}}} = \frac{400}{2,6 \cdot 0,62} = 248 \text{ Н/мм}^2; \quad q_{P_z h} = \frac{P_z}{l(B) \cdot h_{\text{ленточки}}} = \frac{490}{2,6 \cdot 0,62} = 304 \text{ Н/мм}^2;$$

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

При фрезеровании **твёрдосплавной** фрезой с **износостойким покрытием** (Рис. 11) на графиках изменения сил резания P_y в зависимости от времени работы τ (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.



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 τ (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).

Вне расписания, рассмотреть (повторить) дома
Расчёт составляющих силы резания при фрезеровании

Схема концевых фрезерования представляются на Рисунке 1:

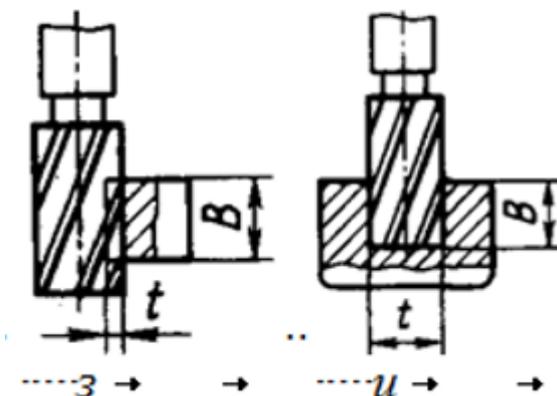


Рис. 1. Схема концевых фрезерования (B – ширина фрезерования, t – глубина фрезерования).

Виды обработки, выполняемые концевыми фрезами: (A) фрезерование шпоночных пазов и канавок, (B) уступов, (C) выпуклых радиусных и фасонных поверхностей, (D) вогнутых радиусных, (E) наклонных поверхностей, (F) «ласточкин хвост», (G) Т-образные пазы, (H) фрезерование карманов. Картины показаны ниже:

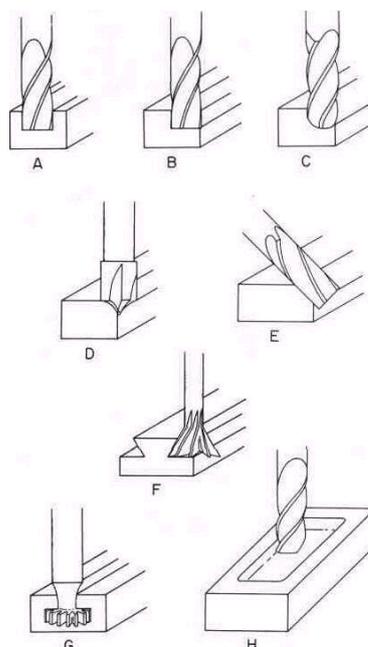
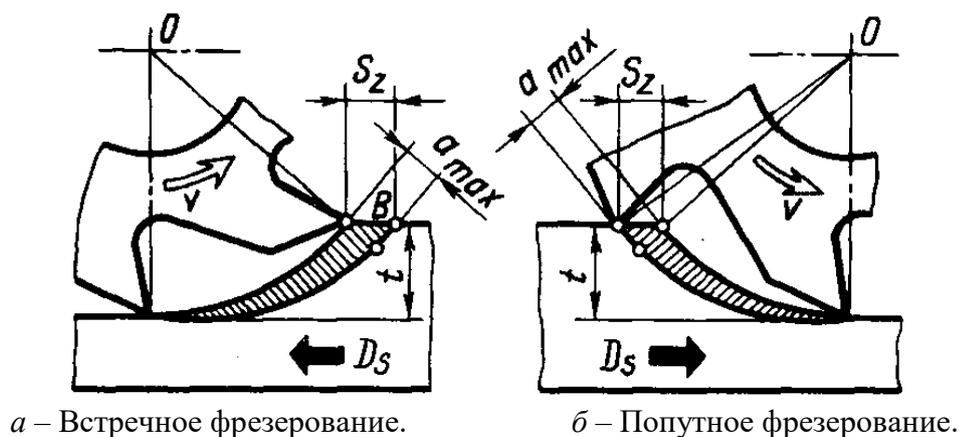


Рис. 1. Виды обработки, выполняемые концевыми фрезами.

Фрезерование может быть осуществлено двумя способами (по двум схемам): *встречное фрезерование*, когда направление подачи направлено против направления вращения фрезы (скорости резания) (рис. а), и *попутное фрезерование*, когда направления движения подачи и вращения фрезы совпадают (рис. б).



Достоинства встречного фрезерования:

- 1). Нагрузка на зуб фрезы возрастает постепенно: от нуля при врезании (т.к. толщина среза $a_i = a_{нач} = 0$ мм) до максимума (т.к. $a_i = a_{max}$) на выходе из контакта;
- 2) Зубья фрезы работают из-под «корки», выламывая её снизу, начинают **врезаться в уже обработанную** чистую поверхность, что уменьшает износ при фрезеровании поковок с поверхностью, покрытой окалиной и наклёпанным слоем, а также литых заготовок;
- 3) Составляющая сила резания P_z направлена против движения подачи D_s , поэтому при этой схеме **зазоры между боковыми поверхностями резьбы ходового винта и гайкой стола всегда выбраны**, что, в отличие от попутного фрезерования, позволяет избежать рывков, т.е. резкого перемещения стола с гайкой в направлении действия силы резания при врезании очередного зуба.

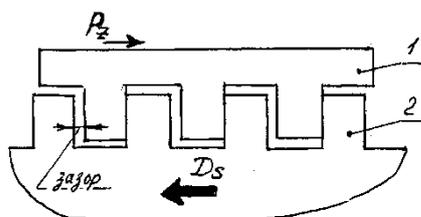


Рис. 3. Схема выборки зазора в винтовой передаче при встречном фрезеровании; 1 – гайка стола; 2 – ходовой винт.

Недостатки встречного фрезерования:

- 1) на этапе окончания работы зуба фрезы составляющая **сила резания P_z** стремится **оторвать заготовку от стола станка** (P_z будет направлена вправо и немного вверх, см. рис. а), что при больших сечениях среза приводит к дрожанию (вибрации) и ухудшению шероховатости обработанной поверхности, требуется надёжное закрепление заготовки;
- 2) при врезании режущая кромка зуба начинает работу с **нулевой толщиной среза**, что увеличивает составляющие силы резания **до появления стружки** (рис. б), увеличивает **трение по задней поверхности** и приводит к повышенному износу по задней поверхности. Но при обработке заготовки с «коркой» этот износ всё-таки не такой интенсивный по сравнению с врезанием в «корку»;

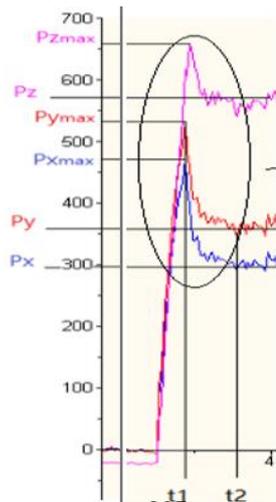


Рис. б. – увеличение сил резания при врезании

- 3) врезание с нулевой толщиной среза приводит к затиранию поверхности, увеличивает наклёп и шероховатость обработанной поверхности;
- 4) к **окончанию работы зуба толщина среза максимальна a_{max}** , что приводит к **резкому снятию нагрузки на зуб** при выходе из контакта с заготовкой, что увеличивает вероятность выкрашивания режущей кромки.

Достоинства попутного фрезерования:

- 1) при попутном фрезеровании заготовка **прижимается** к столу силой P_z , требуется небольшая сила для прижатия заготовки к столу;
- 2) каждый зуб фрезы начинает **врезаться с максимальной толщиной среза**, **нет подмятия слоя металла** под режущую кромку, поэтому при предварительно обработанной и чистой поверхности износ по задней поверхности уменьшается;
- 3) при выходе из контакта с заготовкой толщина среза равна нулю ($a_{конечн} = 0$ мм), что уменьшает шероховатость обработанной поверхности и вероятность выкрашивания режущей кромки из-за плавного уменьшения нагрузки до нуля, увеличивает точность обработки.

Недостатки попутного фрезерования:

- 1) при наличии на заготовке окалины (корки) зуб ударяется о неё, что приводит к быстрому разрушению режущей кромки.
- 2) составляющая сила резания P_z направлена по направлению движения подачи, поэтому **если контакта зуба фрезы с заготовкой нет**, то **появляется зазор** между боковыми поверхностями резьбы ходового винта и гайкой стола из-за люфта (рис. а, зазор *слева* от витка винта). Когда зуб начинает врезаться, то от появившейся силы P_z стол дёргается в

направлении действия этой силы, и зазор исчезает (рис. б, зазор уже *справа* от витка винта).

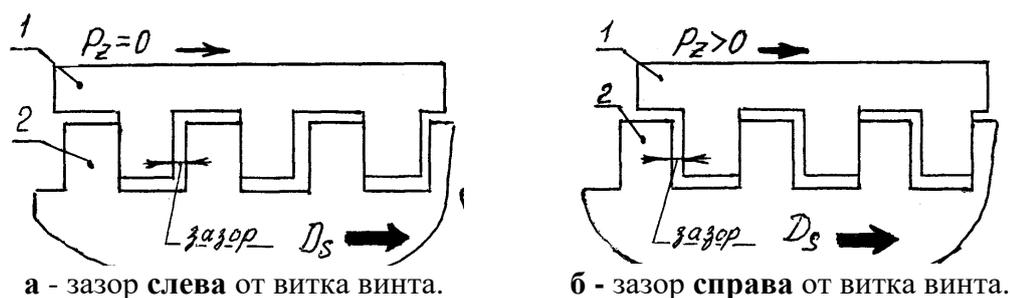


Рис.4. Схема резкой выборки зазора в винтовой передаче при **попутном** фрезеровании;
1 – гайка стола; 2 – ходовой винт.

Порядок выбора и расчёта режимов резания при фрезеровании

Скорость фрезерования определяется по следующей формуле :

$$v = \frac{C_v D^q}{T^m t^x s_z^y B^u z^p} K_v$$

После расчёта скорости резания, м/мин, рассчитывается частота вращения фрезы $n(\text{расч}) = 1000 \cdot v / \pi \cdot D$, об/мин.

По паспорту станка определяется ближайшая наименьшая частота вращения шпинделя, $n_{\text{пасп}}$, которая и принимается для установки на станке.

Рассчитывается **минутная подача** s_m : $s_m = s_{об} \times n = s_z \times z \times n$

По паспорту станка определяется ближайшая наименьшая подача, $s_m \text{ пасп}$, которая и принимается для установки на станке.

Расчёт составляющих P_z , P_y , P_h , P_v , P_x силы резания:

Фрезерование	P_h/P_z	P_v/P_z	P_y/P_z	P_x/P_z
--------------	-----------	-----------	-----------	-----------

$$P_z = \frac{10C_p t^x s_z^y B^u z}{D^q n^w} \times K_{Mp}$$

$$M = \frac{P_z \times D}{2 \times 1000}$$

$$N_e = P_z \times v / (1020 \cdot 60)$$

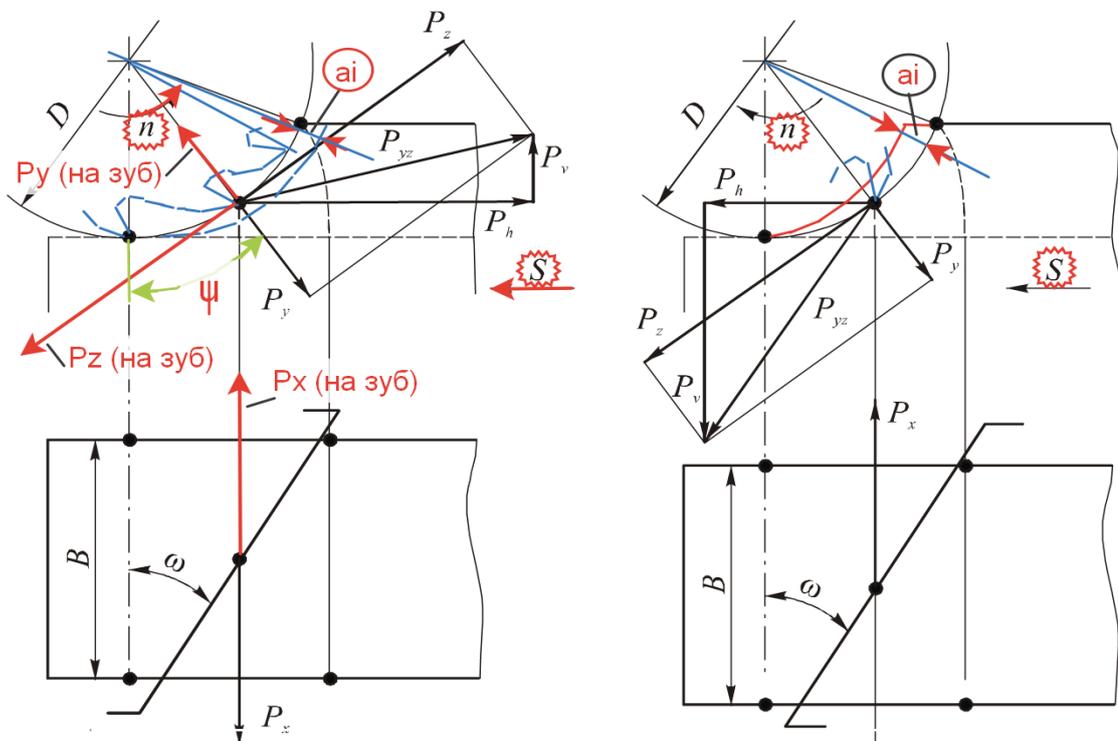


Рис. 5. – Составляющие силы резания при фрезеровании цилиндрической фрезой: а - при встречном фрезеровании (против подачи); б — попутном (в направлении подачи)

Расчёт НДС режущего клина при разных видах нагружения 25.12.24

Для расчёта на прочность **неизношенного** режущего инструмента необходимо в качестве внешней нагрузки на передней поверхности прикладывать не сосредоточенные технологические (P_z , P_y и P_x) или физические (N и F) составляющие силы резания, а распределённые **нормальные σ** и **касательные τ** контактные напряжения. При этом необходимо знать законы их распределения (диаграммы, графики или **эпюры** контактных напряжений).

Для изучения распределения контактных напряжений используется метод разрезного резца [1-8]. Первоначально получают ступенчатые диаграммы (гистограммы) распределения удельных контактных **нормальных q_{Ni}** и **касательных q_{Fi}** нагрузок (Н/мм², или МПа, принимая во внимание что 1 Н/мм²= 1 МПа), т.е. 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 ΔN_i и ΔF_i – изменение **нормальных** и **касательных** сил (приращение сил) (Н) на участке длиной Δx_{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 Δx_{ci} (мм) [3], тем выше точность формы графиков (**эпюр**) **нормальных σ** и **касательных τ** контактные напряжения. Графики этих контактные напряжений получают проведением линий через **середины** ступеней соответствующей гистограммы (рис. 1).

Анализ гистограмм и полученных графиков σ и τ показывает, что эпюру касательных τ контактных напряжений можно немного упростить, принимая, что на длине $c_1 = 0,5 \cdot c$ от режущей кромки график τ проходит параллельно передней поверхности резца, т.е. $\tau_{max} = \tau_{const}$ (рис. 2).

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

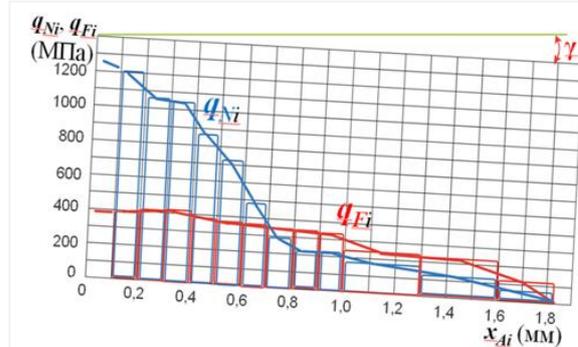


Рис. 1. Гистограммы удельных касательной q_{Fi} и нормальной q_{Ni} сил (МПа) на i -том участке пластины B . Абсцисса – расстояние от режущей кромки x_{Ai} (мм). Сталь 40X – Т15К6, $\gamma = +7^\circ$; $v = 120$ м/мин; $a = s = 0,368$ мм; $b = 4$ мм; $c = 1,844$ мм; $c_1 = 0,922$ мм; $P_{y \text{ эксп}} = 1623$ Н; $P_{z \text{ эксп}} = 3061$ Н; $F_{\text{эксп}} = 2014$ Н; $N_{\text{эксп}} = 2837$ Н.

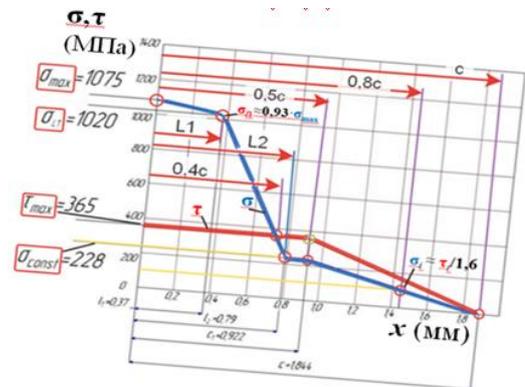


Рис. 2. Эпюры **касательных τ** и **нормальных σ** контактных напряжений (МПа) на передней поверхности резца. Абсцисса – расстояние от режущей кромки вдоль передней поверхности резца в главной секущей плоскости x (мм). Сталь 40X – Т15К6, $\gamma = +7^\circ$; $v = 120$ м/мин; $a = s = 0,368$ мм. $b = 4$ 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.

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

Форма графика **нормальных** σ контактных напряжений более сложная (рис. 1 и 2), и требуется тщательный анализ для его построения.

Для упрощения задачи приложения внешней нагрузки к 3-D модели режущего инструмента при расчёте напряжённо-деформированного состояния (НДС) режущего клина принимают следующие виды внешней нагрузки:

1) принимается, что прикладываются силы в виде технологических сил P_z , P_y и P_x , т.е. без учёта величины переднего угла γ , действующие на ограниченной площади шириной b и длиной $0,2 \cdot c$ на расстоянии $0,3 \cdot c$ от режущей кромки (рис. 3). Такой выбор места приложения сил обусловлен их приложением в центре действия сил, определяемый в основном распределением нормальных контактных напряжений и который будет расположен ближе к режущей кромке согласно рис. 1 и 2.

Для предотвращения эффекта концентрации нагрузки они обычно распределяются на небольшой площади, поэтому рассчитываются удельная тангенциальная нагрузка $q_{Pz} = P_z / (0,2 \cdot c \cdot b)$, действующая вертикально, и удельная горизонтальная нагрузка $q_{Pxy} = P_{xy} / (0,2 \cdot c \cdot b)$, действующая в горизонтальной плоскости (в основной плоскости) Рассмотрим вариант из рис. 2, когда $P_{y \text{ эксп}} = 1623 \text{ Н}$; $P_{z \text{ эксп}} = 3061 \text{ Н}$; $F_{\text{эксп}} = 2014 \text{ Н}$; $N_{\text{эксп}} = 2837 \text{ Н}$.



Рис. 3. Нагрузка **условно** сосредоточенными технологическими силами P_z , P_y и P_x (Н), действующими на небольшой площадке

2) принимается, что прикладываются силы в виде **физических** составляющих силы резания N и F , т.е. с учётом величины переднего угла γ , действующих на ограниченной площади шириной b и длиной $0,2 \cdot c$ на расстоянии $0,3 \cdot c$ от режущей кромки (рис. 4). Для предотвращения эффекта концентрации нагрузки они обычно распределяются на небольшой площади, поэтому рассчитываются удельная нормальная нагрузка $q_{N \text{ сокр}} = N / (0,2 \cdot c \cdot b)$, действующая перпендикулярно передней поверхности, и удельная касательная нагрузка $q_{F \text{ сокр}} = F / (0,2 \cdot c \cdot b)$, действующая вдоль передней поверхности. Физические составляющие рассчитываются по уравнениям (1) и (2) при **положительном** переднем угле γ согласно рис. 5;

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

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

Рассматриваем вариант из рис. 2, когда $P_{y \text{ эксп}} = 1623 \text{ Н}$; $P_{z \text{ эксп}} = 3061 \text{ Н}$; $F_{\text{эксп}} = 2014 \text{ Н}$; $N_{\text{эксп}} = 2837 \text{ Н}$.



Рис. 4. Нагрузка **условно** сосредоточенными **физическими** составляющими силы резания N и F (Н), действующими на небольшой площадке $0,2 \cdot c \cdot b$ (мм²) **а** – при переднем угле $\gamma = 0^\circ$; **б** – при переднем угле $\gamma > 0^\circ$;

3) принимается, что прикладываются нормальные и касательные контактные нагрузки в виде равномерно распределённых (рис. 5). Последние имеют небольшую величину по сравнению с нормальными и поэтому ошибки будет небольшая, что позволяет упростить расчёт и построение эпюры. Основные параметры эпюр рассчитываются по формулам:

$$q_N = N_{\text{эксп}}/(c b),$$

$$q_F = F_{\text{эксп}}/(c b);$$

Рассматриваем вариант из рис. 2, когда $P_{y \text{ эксп}}=1623 \text{ Н}$; $P_{z \text{ эксп}}= 3061 \text{ Н}$; $F_{\text{эксп}}=2014 \text{ Н}$; $N_{\text{эксп}}=2837 \text{ Н}$.

4) принимается, что прикладываются нормальные контактные нагрузки σ в виде **треугольника**, а касательные τ – в виде равномерно распределённых (рис. 6). Последние имеют небольшую величину по сравнению с нормальными и поэтому ошибки будет небольшая, что позволяет упростить расчёт и построение эпюры. Основные параметры эпюр рассчитываются по формулам:

$$\sigma_{\text{max}}=2N_{\text{эксп}}/(c b); \quad \tau_{\text{const}}=F_{\text{эксп}}/(c b);$$

Рассматриваем вариант из рис. 2, когда $P_{y \text{ эксп}}=1623 \text{ Н}$; $P_{z \text{ эксп}}= 3061 \text{ Н}$; $F_{\text{эксп}}=2014 \text{ Н}$; $N_{\text{эксп}}=2837 \text{ Н}$.

5) принимается, что прикладываются нормальные контактные нагрузки σ в виде **треугольника**, а касательные τ – в виде эпюр, форма которой **экспериментально выявлена** (рис. 1, 2). Основные параметры эпюр рассчитываются по формулам:

$$\sigma_{\text{max}}=2N_{\text{эксп}}/(c b);$$

$$\tau_{\text{const}}=F_{\text{эксп}}/(0,75 \cdot c \cdot b).$$

Рассматриваем вариант из рис. 2, когда $P_{y \text{ эксп}}=1623 \text{ Н}$; $P_{z \text{ эксп}}= 3061 \text{ Н}$; $F_{\text{эксп}}=2014 \text{ Н}$; $N_{\text{эксп}}=2837 \text{ Н}$.

б) принимается, что контактные нагрузки прикладываются в виде **эпюр**, форма которых **экспериментально выявлена** (рис. 1, 2). Основные параметры эпюр указаны на рис. 2.

Рассматриваем вариант из рис. 2, когда $P_{y \text{ эксп}}=1623 \text{ Н}$; $P_{z \text{ эксп}}= 3061 \text{ Н}$; $F_{\text{эксп}}=2014 \text{ Н}$; $N_{\text{эксп}}=2837 \text{ Н}$.

Для выявления влияния вида нагрузки на НДС режущего клина создаём 3-D модель простого резца (см. рис. 8) с размерами $l = 20 \text{ мм}$, $h = 5 \text{ мм}$, шириной $b = 4 \text{ мм}$, $\gamma = 7^\circ$ (рис. 9) из твёрдого сплава Т15К6 и прикладываем к ней поочередно вышеуказанные нагрузки 6 видов.

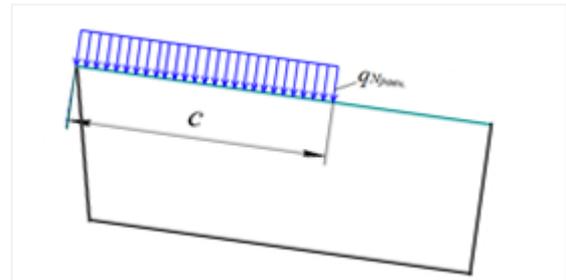


Рис. 5. Приложение равномерно распределённой нагрузки от физических составляющих силы резания N и F

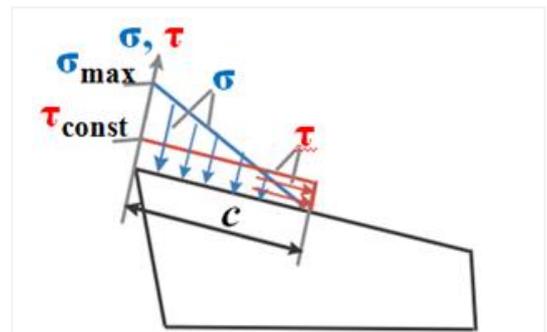


Рис. 6. Приложение равномерно распределённой нагрузки τ и нормальных контактных напряжений σ по закону треугольника

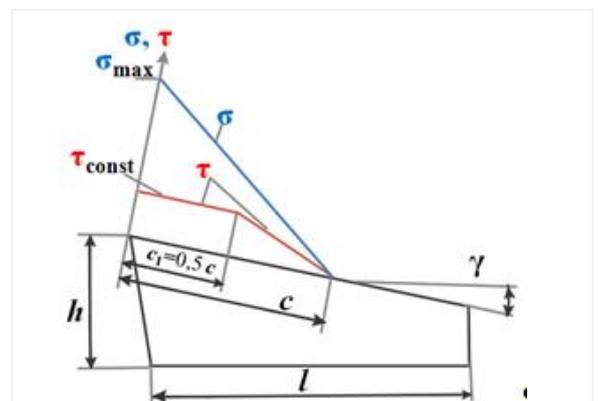


Рис. 7. Приложение контактных напряжений τ по выявленной форме и нормальных контактных напряжений σ по закону треугольника

Сравниваем НДС (напряжения σ_e ($\sigma_{эКВ}$), σ_z , σ_y , σ_x , τ_{zy} , τ_{zx} , τ_{xy} , относительная деформация $\epsilon_{обш}$) всех 6 видов и делаем выводы.

Список литературы

1. Козлов В. Н., Бабаев А.С., Семёнов А.Р. Методы исследования процесса стружкообразования при обработке конструкционных сталей / В. Н. Козлов, А. С. Бабаев, А. Р. Семёнов // Современные проблемы машиностроения : сборник статей XVI Международной научно-технической конференции, г. Томск, 27 ноября – 1 декабря 2023 г. / Национальный исследовательский Томский политехнический университет (ТПУ) — Томск, 2024. – С. 217-222. — URL: <http://earchive.tpu.ru/handle/11683/77437>.
2. Построение эпюр контактных напряжений на передней поверхности инструмента при обработке стали / В. Н. Козлов, Х. Чжан, Е. Н. Петровский // Современные проблемы машиностроения : сборник трудов XV Международной научно-технической конференции, г. Томск, 22-25 ноября 2022 г. / Национальный исследовательский Томский политехнический университет (ТПУ) ; ред. кол. Е. Н. Пашков [и др.]. — 2022. — Современные проблемы машиностроения. — [С. 94-97]. — URL: <http://earchive.tpu.ru/handle/11683/74379>
3. Исследование распределения контактных напряжений на передней поверхности инструмента при обработке стали / В. Н. Козлов, Ц. Дин, В. Ли // Современные проблемы машиностроения : сборник трудов XV Международной научно-технической конференции, г. Томск, 22-25 ноября 2022 г. / Национальный исследовательский Томский политехнический университет (ТПУ) ; ред. кол. Е. Н. Пашков [и др.]. — 2022. — Современные проблемы машиностроения. — [С. 98-101]. — URL: <http://earchive.tpu.ru/handle/11683/74380>
4. Kozlov V.N., Babaev A. S., Shults N. A. [et al.] Study of a Methodology for Calculating Contact Stresses during Blade Processing of Structural Steel / V. N. Kozlov, A. S. Babaev, N. A. Shults [et al.] // Metals. – 2023. – Vol. 13, iss. 12. – Article number 2009, 16 p. – URL: <https://doi.org/10.3390/met13122009>.
5. Влияние переднего угла на физические составляющие силы резания при обработке стали / В. Н. Козлов, Ц. Дин, Х. Чжан [и др.] ; Национальный исследовательский Томский политехнический университет // Современные проблемы машиностроения : сборник статей XVI Международной научно-технической конференции, г. Томск, 27 ноября – 1 декабря 2023 г. / Национальный исследовательский Томский политехнический университет (ТПУ) ; ред. кол. А. И. Сечин, М. С. Кухта, А. А. Моховиков [и др.]. — Томск, 2024. — Современные проблемы машиностроения. — С. 225-227. — URL: <http://earchive.tpu.ru/handle/11683/77439>.
6. Исследование и моделирование НДС в зоне стружкообразования при обработке стали 40Х / В. Н. Козлов, Ц. Дин, Х. Чжан ; Национальный исследовательский Томский политехнический университет // Современные проблемы машиностроения : сборник статей XVI Международной научно-технической конференции, г. Томск, 27 ноября – 1 декабря 2023 г. / Национальный исследовательский Томский политехнический университет (ТПУ) ; ред. кол. А. И. Сечин, М. С. Кухта, А. А. Моховиков [и др.]. — Томск, 2024. — Современные проблемы машиностроения. — С. 228-233. — URL: <http://earchive.tpu.ru/handle/11683/77440>

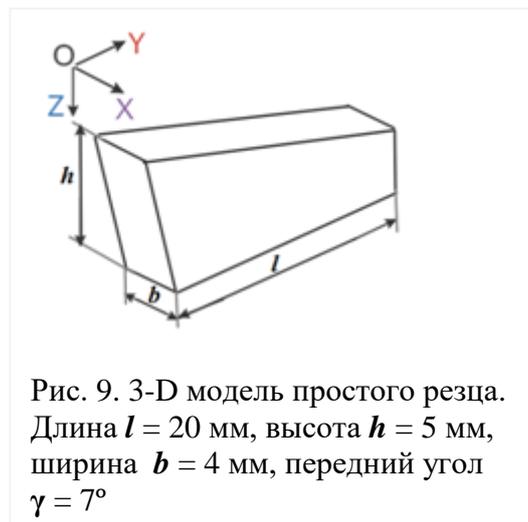


Рис. 9. 3-D модель простого реза. Длина $l = 20$ мм, высота $h = 5$ мм, ширина $b = 4$ мм, передний угол $\gamma = 7^\circ$

Лабораторная работа № 10. **Вне расписания**
Исследование изменения составляющих силы резания
при торцовом фрезеровании стальной заготовки

Схема концевых фрезерования представляются на Рисунке 1:

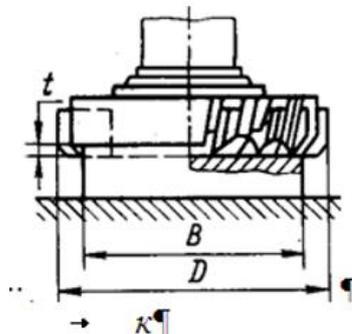


Рис. 1. Схема торцового фрезерования (B – ширина фрезерования, t – глубина фрезерования).

При торцовом фрезеровании для достижения производительных режимов резания диаметр фрезы D должен быть больше ширины фрезерования B , т.е. $D = (1,25...1,5) \times B$, а при обработке заготовок обязательным является их **несимметричное расположение относительно фрезы**: для заготовок из **конструкционных углеродистых и легированных сталей** – сдвиг их **в направлении врезания зуба фрезы** (рис. в) ($C_1=2-4$ мм), чем обеспечивается начало резания при малой толщине срезаемого слоя; для заготовок из **жаропрочных и коррозионно-стойких сталей** – сдвиг заготовки **в сторону выхода зуба фрезы из резания** (рис. г), чем обеспечивается выход зуба из резания с минимально возможной толщиной срезаемого слоя ($C_2=2-4$ мм). Несоблюдение указанных правил приводит к значительному снижению стойкости инструмента.

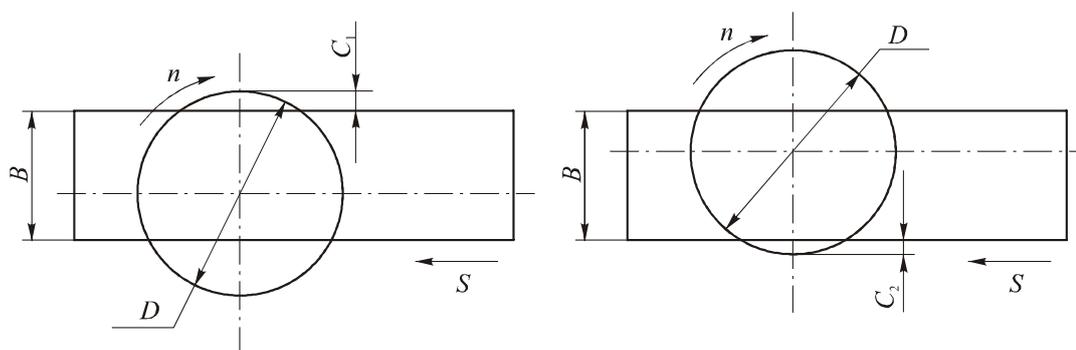


Рис. 2. в – при торцовом фрезеровании констр. стали ($C_1=2-4$ мм); г – при торцовом фрезеровании жаропрочных и коррозионно-стойких сталей ($C_2=2-4$ мм).

Подачи при черновом фрезеровании торцовыми, цилиндрическими и дисковыми фрезами с пластинами из твердого сплава (при $B > 30$ мм подачу уменьшить на 30%).

Мощность станка, кВт	Сталь	
	Подача на зуб фрезы s_z , мм (мм/зуб), при	
	T15K6	T5K10
5 - 10	0,09 - 0,18	0,12 - 0,18
Св. 10	0,12 - 0,18	0,16 - 0,24

Подача при фрезеровании стальных заготовок различными фрезами из **быстрорежущей** стали.

Диаметр фрезы D , мм	Тип фрезы	Подача на зуб s_z , мм, при глубине фрезерования t , мм		
		3	5	6
16	Концевые	0,08 - 0,05	0,06 - 0,05	—
20		0,10 - 0,06	0,07 - 0,04	—
25		0,12 - 0,07	0,09 - 0,05	0,08 - 0,04
35		0,16 - 0,10	0,12 - 0,07	0,10 - 0,05

Направление составляющих P_z , P_y , P_h , P_v , P_x силы резания.

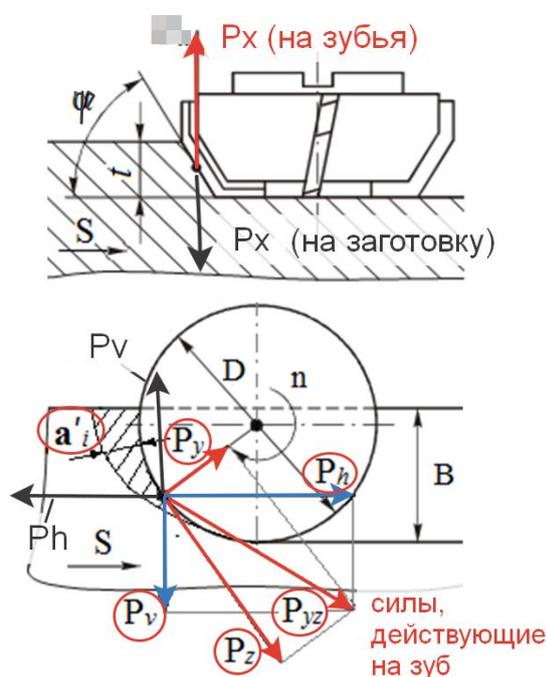


Рис.3. Составляющие силы резания при несимметричном **встречном** торцовом фрезеровании.

Фрезерование торцовой фрезой с $\varphi=45^\circ$ (а) и моделирование врезание зуба торцовой фрезы и установившегося резания точением резцом с $\varphi=45^\circ$ (б).

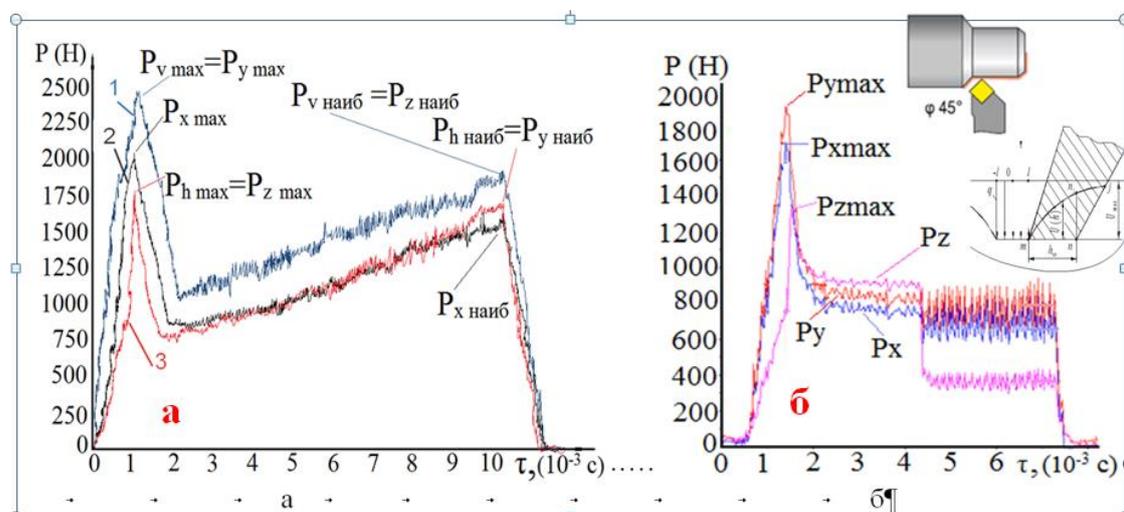


Рис.4. Изменение составляющих силы резания при обработке стали 40Х. Ордината – составляющие силы резания (Н), абсцисса – время обработки τ (с).

а — при торцовом фрезеровании фрезой с одним зубом с углом наклона главной режущей кромки $\varphi = 45^\circ$, **1** – P_v , **2** – P_x , **3** – P_h ;

б — при точении резцом с врезанием в коническую поверхность, оставленную после предыдущей обработки резцом с углом в плане $\varphi = 45^\circ$, $s = 0,07$ мм/об, $v = 120$ м/мин, $t = 1,8$ мм. (Чжан Цзяюй)