

МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ
федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Тольяттинский государственный университет»

Институт машиностроения

(наименование института полностью)

Кафедра «Оборудование и технологии машиностроительного производства»

(наименование)

15.04.05 «Конструкторско-технологическое обеспечение
машиностроительных производств»

(код и наименование направления подготовки)

Технология автоматизированного машиностроения

(направленность (профиль))

**ВЫПУСКНАЯ КВАЛИФИКАЦИОННАЯ РАБОТА
(МАГИСТЕРСКАЯ ДИССЕРТАЦИЯ)**

на тему: Исследование точности и качества поверхности детали при
двухрезцовой обработке валов малой жесткости

Студент

А.О.Кучеров

(И.О. Фамилия)

(личная подпись)

Научный

к.т.н., доцент, А.А.Козлов

руководитель

(ученая степень, звание, И.О. Фамилия)

Тольятти 2020

Содержание

	Введение	4
1	Анализ качества токарной обработки валов малой жесткости	6
1.1	Влияние жёсткости технологической системы на точность обработки	6
1.2	Размерный износ инструмента и влияние его на качество обработки валов малой жесткости	11
1.3	Влияние температурных деформаций технологической системы на точность обработки	13
1.4	Влияние геометрических погрешностей системы СПИД на точность обработки	16
1.5	Влияние геометрии инструмента и режимов резания на точность обработки	18
1.6	Схемы обработки нежестких валов	21
1.7	Влияние условий обработки на геометрические характеристики качества поверхности	29
2	Устройство для токарной обработки	40
3	Теоретические исследования работы двухрезцового самоцентрирующего суппорта при точении валов малой жесткости	49
3.1	Расчет колебательной системы в момент начала ее работы	50
3.2	Расчет колебательной системы в момент начала ее работы	57
3.3	Анализ погрешности формы при точении нежестких валов	66

двухрезцовым суппортом	
3.4 Технологическая схема настройки системы к обеспечению минимума разности натягов переднего–заднего резцедержателей в момент центрирования суппорта	76
3.5 Расчет суммарной погрешности обработки	81
3.6 Погрешности, обуславливаемые упругими деформациями звеньев технологической системы	84
3.7 Погрешности обработки, возникающие в результате температурных деформаций технологической системы при точении двумя резцами	87
3.8 Погрешности обусловленные износом инструмента	88
3.9 Погрешности обработки, обусловленные геометрической неточностью станка	90
3.10 Оценка шероховатости поверхности обработанной двухрезцовым суппортом	94
Заключение	102
Список используемых источников	107

Введение

В условиях современных предприятий, которые нацелены на получение деталей с минимальными затратами, но достойного качества основной проблемой встает обеспечение точности и качества выпускаемой продукции.

Повышение качества изготовления деталей, сборка узлов, увеличивает долговечность и надежность механизмов и машин. Этим определяется непрерывное повышение требований к качеству изготовления деталей машин в целом.

Обработка маложестких валов занимает значимое место и обеспечение стабильности токарной обработки играет первостепенную роль. При точении валов малой жёсткости система СПИД оказывается крайне податливой к действию внешних сил, что существенно затрудняет их обработку.

По данным многих исследователей минимум размерного износа будет при оптимальной скорости резания. Наблюдение за процессом износа при точении нежестких валов на разных скоростях позволяют заключить, что обеспечение минимума износа инструмента может быть достигнуто при оптимальных сочетаниях подач и скорости резания. Влияние глубины резания на износ незначительно.

Установление взаимосвязей между физико-механическими характеристиками обрабатываемого и режущего материала дают возможность более полно оценить стойкость режущего материала.

Одним из существенных методов повышения стойкости твердосплавного инструмента – это правильный выбор оптимальных размеров радиуса при вершине и радиусе округления режущей кромки резца

Качество поверхности валов машин определяется совокупностью характеристик шероховатости поверхности, волнистостью и макроотклонениями.

Шероховатость поверхности вала, обработанной резанием, зависит от большого количества причин, связанных с условиями его изготовления.

На шероховатость поверхности при точении существенно влияют: скорость, подача, радиус закругления при вершине резца и вспомогательный угол в плане. Кроме того, большое влияние имеет род обрабатываемого материала.

Волнистость и макроотклонение. Шероховатость поверхности не полностью определяет качество поверхности как с точки зрения соблюдения определенности посадок, так и с точки зрения низкоустойчивости и других эксплуатационных свойств. На эти свойства существенное влияние оказывает волнистость поверхности и макроотклонения формы.

Волнистость образуется при неравномерности процесса резания, вследствие чего возникают колебания станка, изделия и режущего инструмента, которые в сочетании оставляют на поверхности следы в виде волн.

При точении волнистость может возникнуть перпендикулярно (поперечная волнистость) и параллельно (продольная волнистость) движению режущего инструмента.

Предварительно можно отметить, что продольная и поперечная волнистость являются следствием действия центробежных сил, вызываемых неуравновешенными массами вращающихся деталей при недостаточной жесткости системы.

1 Анализ качества токарной обработки валов малой жесткости

Повышение качества изготовления деталей, сборка узлов, увеличивает долговечность и надежность механизмов и машин. Этим определяется непрерывное повышение требований к качеству изготовления деталей машин в целом.

Под качеством детали понимается ее соответствие требованиям чертежа: по размерам, геометрической форме, правильности взаимного расположения обрабатываемых поверхностей и по степени их шероховатости.

1.1 Влияние жёсткости технологической системы на точность обработки

При точении валов малой жёсткости система СПИД оказывается крайне податливой к действию внешних сил (сил резания) (рисунок 1), что существенно затрудняет их обработку.

При небольших силах резания упругая система легко деформируется, и при этом образуются большие погрешности обработки.

По данным советских учёных В.Г.Подпоркина, А.П.Соколовского, В.С.Корсакова на искажение формы и размеров обрабатываемого вала непосредственное влияние оказывают упругие деформации системы в направлении действия поперечной силы P_y . Эти деформации обуславливаются, прежде всего, действием самой силы и отчасти силы P_x . Что же касается деформаций в направлении действия силы P_z , то, как показали исследования, их влияние на точность обработки мало.

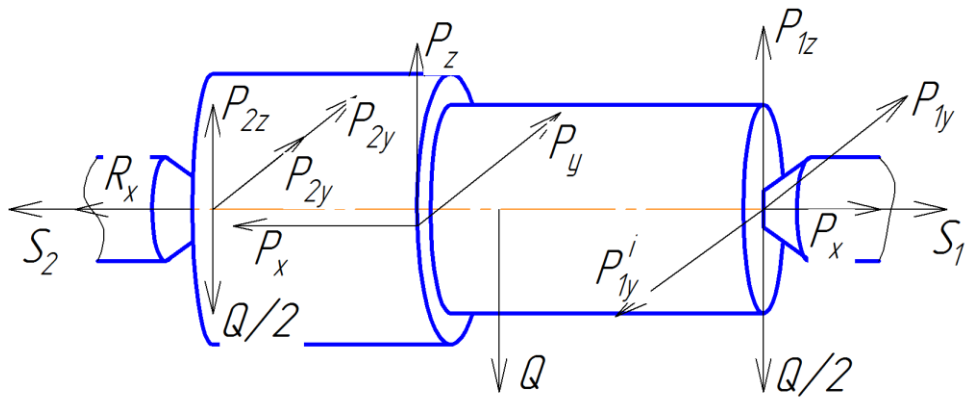


Рис. 1.1. Схема действия сил на систему СПИД.

Рисунок 1 – Схема действия сил на систему СПИД

Деформация и жёсткость любой системы СПИД связаны между собой и надо рассматривать их в двух случаях, когда станок не работает и при точении металлов.

При неработающем станке жёсткость системы определяется по известной формуле К.В.Вотинова.

$$J_{cm.} = P_y / U = \epsilon_y \cdot P_y \quad (1)$$

где: ϵ_y – податливость системы;

U – перемещение узла в направлении силы.

А.П.Соколовский кроме статической определяет технологическую жёсткость по формуле:

$$J_{cm.} = - \lambda C_p S^{0,75} \cdot \xi \quad (2)$$

где: $\lambda = P_y / P_z$

C_p – коэффициент, зависящий от условий резания;

S – подача;

ξ – уточнение, равное отношению погрешности заготовки (ΔZ_1), и погрешности обработанной детали ($\Delta \delta$).

Формула 2 недостаточно точна, так как у обработанной детали не будет пропорционального копирования заготовки. Найденные коэффициенты имеют дискретный характер и приближенное значение.

Проф. Б.С.Балакшин [4] предложил оценку жёсткости производить по эквивалентной силе P , при приведении сил действующих на узел и одной силе.

Проф. Д.Д.Медведев вводит другое понятие жёсткости при установившемся режиме и определяет её по формуле:

$$J_{y.l.} = \left(\frac{\Delta z}{\Delta \delta} - 1 \right) (B_0 + B_1 K_1 + B_2 K_2) C_p S^{yp} \quad (3)$$

где: B_0, B_1, B_2 – размерные характеристики;

K_1, K_2 – силовые характеристики.

Эти характеристики зависят от многих факторов и находятся с большим приближением из данных опытов.

Проф. Б.А.Кудинов [22] оценивает упругую систему СПИД по (АЧХ) амплитудно – фазовым частотным характеристикам.

Г.С.Лазарев [25] предлагает метод определения параметров жёсткости упругих систем резец – суппорт и деталь – опора станка, основанный на анализе полярных диаграмм податливости. Его работами уточняются существующие представления об «эллипсе» жёсткости и мгновенном полюсе поворота.

Как видно из выше изложенного, взгляды отдельных авторов на жёсткость системы СПИД различны.

Проведённый анализ позволяет заметить, что количественные значения параметров динамической системы могут быть определены по соответствующим исходным данным о реальном объекте, полученным экспериментальным путём. Знание об ориентации главной оси станка коэффициентах жёсткости позволит прогнозирование динамических режимов и режимов резания, обеспечивающих заданный динамический режим. В этих случаях можно с достаточной точностью судить о погрешностях размеров. Это упрощает математическое описание обработанной поверхности и облегчает анализ влияния действующих факторов на качество обработки.

Таким образом, установленный в центрах станка вал можно рассматривать как балку, шарнирно закреплённую своими концами на упругих опорах (рисунок 2) и находящуюся под действием перемещающейся поперечной силы P_y .

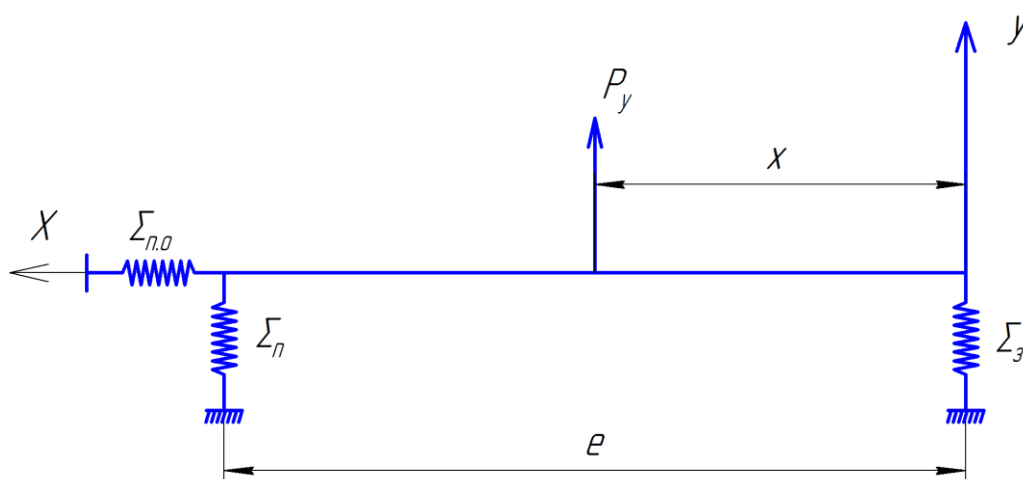


Рис. Схема установки вала в центрах.

Рисунок 2 – Схема установки вала в центрах

Сложность обработки валов малой жёсткости связана с высокой податливостью вала, которая характеризуется коэффициентом $K = l/d$.

Зависимость изменения податливости стального вала $d = 20$ мм и $K = 20, 25, 26$ от нагрузки приведена на рисунке 3.

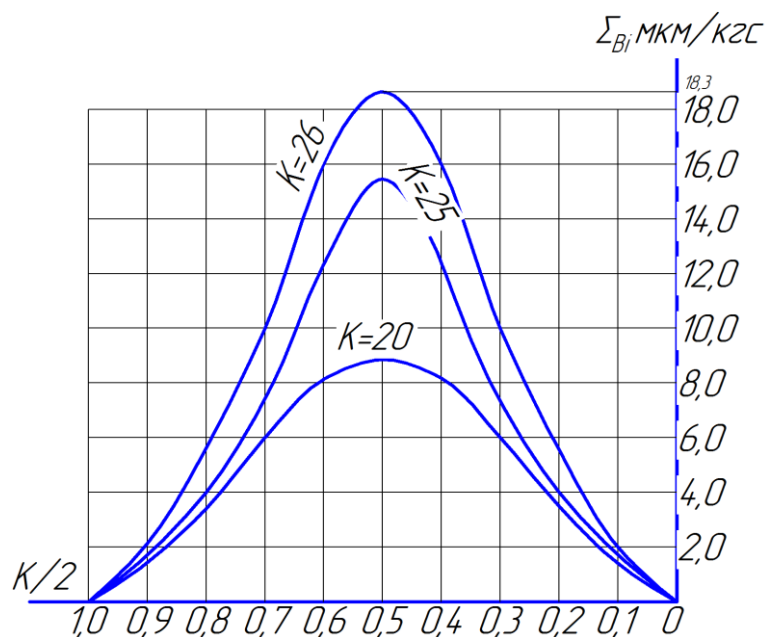


Рис. 1.3. Зависимость податливости вала $d=20$ мм при различных значениях K .

Рисунок 3 – Зависимость податливости вала 20мм при различных значениях K

При одном и том же режиме (рисунок 3) крупные валы могут обрабатываться в центрах без люнета с гораздо большим коэффициентом K , нежели при малых диаметрах [22].

Следует отметить, что обработка валов малой жёсткости обычным способом невозможен из-за высокой податливости системы СПИД.

Приведенный анализ погрешности однорезцовой обработки может быть положен за основу теоретического подсчета погрешности двухрезцовой обработки.

I.2 Размерный износ инструмента и влияние его на качество обработки валов малой жесткости

По данным работ [8][15][17] износ режущего инструмента в процессе двухрезцовой обработки валов малой жесткости ни количественно, ни качественно не отличается от однорезцовой обработки жестких и нежестких деталей.

Расчет величины размерного износа инструмента обычно производит применительно к условиям нормального износа, по формулам [9]

$$I_p = I_n + I_o \frac{\pi \cdot \delta \cdot l}{10S_{np.}} \quad (4)$$

$$\Delta_{np.} = 2I_p \quad (5)$$

Следовательно, для подсчета величины размерного износа на длине пути резания при известных условиях работы необходимо знать I_n и I_o (начальный и относительный износ). На практике эти величины во многих случаях остаются неизвестными и принимаются по средним данным, что лишает расчет по формуле (5) каких-либо преимуществ перед более простыми формулами.

Наряду с табличным способом, величину относительного износа можно определить по обобщенной формуле, учитывающей влияние скорости v , подачи $S_{np.}$ и глубины резания, которую предложил В.И.Комиссаров [16]

$$I = C \cdot v^m \cdot S_{np.}^n \cdot t^p \quad (6)$$

По данным многих исследователей минимум размерного износа будет при оптимальной скорости резания. Наблюдение за процессом износа при точении нежестких валов на разных скоростях позволяют заключить, что обеспечение минимума износа инструмента может быть достигнуто при оптимальных сочетаниях подач и скорости резания. Влияние глубины резания на износ несущественно.

При повышении подачи величина $\lambda = P_y / P_z$ уменьшается, что необходимо при точении валов малой жесткости и приводит к росту жесткости суппорта и системы СПИД [12].

Повышение жесткости системы снижает вибрации и износ инструмента и уменьшает шероховатость обработанной поверхности. Точение валов малой жесткости сопровождается низкочастотной вибрацией, а по данным работы [3] низкочастотные вибрации с высотой волны $2\Delta d = 0,1 + 0,15 \text{ мм}$, $f = 100 \div 200 \text{ Гц}$ практически не влияют на стойкость твердосплавных резцов.

Анализ результатов работы [7] позволяет отметить, что износ твердосплавных резцов не зависит от частоты вибрации.

Иностранные и отечественные исследователи [6][19] пытаются установить связь обрабатываемости (по скорости резания) с физико-механическими характеристиками обрабатываемого материала. Следует отметить, что предложенные разными авторами формулы и уравнения для определения обрабатываемости пригодны лишь в частных случаях.

Наиболее полными исследованиями в этом направлении вероятно являются разработки Н.М.Михина и И.В.Крагельского. Установление взаимосвязей между физико-механическими характеристиками обрабатываемого и режущего материала дают возможность более полно оценить стойкость режущего материала.

Одним из существенных методов повышения стойкости твердосплавного инструмента – это правильный выбор оптимальных размеров радиуса при вершине и радиусе округления режущей кромки резца. Эти вопросы недостаточно хорошо изучены в литературе. По данным А.Д.Макарова [13] видно, что при точении на высоких скоростях ($v = 40 \text{ м/мин}$) с увеличением r износ инструмента монотонно понижается.

Влияние округления режущих кромок (ρ) на стойкость инструмента исследовано в меньшей степени. Увеличение ρ ведет к повышению стойкости инструмента [11].

Отмеченные результаты исследований комплекса вопросов, связанных с размерной стойкостью инструмента и оптимальным ведением процессов точной обработки валов малой жесткости показали, что важнейшим фактором, определяющим высокое качество двухрезцовой обработки и минимум износа режущего инструмента, есть ведение процессов обработки на оптимальных скоростях с оптимальной геометрией режущего инструмента.

1.3 Влияние температурных деформаций технологической системы на точность обработки

В процессе механической обработки происходит нагрев технологической системы, как при однорезцовой, так и двухрезцовой обработке.

По данным работ [17][21][23] наиболее существенное влияние на точность обработки оказывает нагрев шпиндельной бабки. Остальные части станка обычно нагреваются незначительно и их влияние на общую погрешность обработки ничтожно.

По данным работ [14][15][19] при точении в центрах наблюдается горизонтальное смещение оси передней бабки на величину $8 \div 10$ мкм. Продолжительность нагрева – смещение передней бабки составляет 3-5 ч.

Устранение погрешностей обработки, связанной с температурными деформациями станка, производится предварительным прогревом станка в течение 2-3 ч., т.е., в указанное время необходимо вести черновую обработку.

Точение валов малой жесткости, длина которых в несколько раз превышает их диаметр, сопровождается тепловыми деформациями самого вала. Поскольку диаметр обрабатываемой детали небольшой, то деформацией вала в поперечном сечении можно пренебречь. Деформация вала в осевом направлении будет существенной.

Если температурному удлинению вала препятствуют опоры передней и задней бабок в осевом направлении, то в нем появляются существенные сжимающие напряжения σ_m .

По данным К.С.Колева [4], приведенным в таблице 1, дано изменение σ_m при изменении температуры детали, изготовленной из углеродистой стали.

Таблица 1- Зависимости σ_m от изменения температуры детали

E кГс/мм ²	dt	, C^0	кГс/мм ²
2×10^4	122×10^{-7}	10	2,5
2×10^4	122×10^{-7}	40	10
2×10^4	122×10^{-7}	80	20

Данные таблицы 1, показывают, что с повышением температуры обрабатываемого вала малой жесткости до 80⁰С внутренние напряжения достигают весьма больших величин (20 кГс/мм²). Следовательно, при больших поджимающих усилиях заготовки и температурных деформациях вал малой жесткости может оказаться неустойчивым.

Эффективным средством уменьшения напряжений в обрабатываемой детали, возникающих из-за теплового удлинения, является снижение жесткости опор в осевом направлении.

Наиболее существенным фактором, оказывающим влияние на точность обработки длинных валов, является температурное удлинение резцов.

Погрешности $\Delta_{т.н.}$, обусловленные температурными деформациями инструмента, в условиях установившегося режима можно определить по формуле, предложенной А.П.Соколовским [24]:

$$\Delta_{т. н.} = \Delta_{т. н. 0.} \cdot K_{т. н. 1.} \cdot K_{т. н. 2.} \cdot K_{т. н. 3.} \quad (7)$$

где $\Delta_{т. н.}$ – номинальная погрешность, мкм;

$K_{т. н. 1.} \cdot K_{т. н. 2.} \cdot K_{т. н. 3.}$ – коэффициент, учитывающий вылет резца, перерыв в работе и продолжительность непрерывной работы.

Анализ приведенной формулы показал, что она не учитывает многие факторы условий работы.

Анализ работ [4][18][26] показал, что на удлинение резца оказывает существенное влияние скорость резания, вид обрабатываемого материала, подача, глубина резания, вылет и сечение резца. Поэтому, удлинение резца с пластинкой из твердого сплава Т15К6 при установившемся тепловом режиме более полно выразится зависимостью

$$\Delta L_p = C \frac{L_p}{F} \sigma_{\epsilon} (t \cdot S_{np.})^{0.75} \sqrt{v} \quad \text{мкм} \quad (8)$$

где: C – постоянная;

L_p – длина рабочей части резца, равная вылету, мм;

F – площадь поперечного сечения резца, мм²;

σ_{ϵ} – предел прочности обрабатываемого материала, кгс/мм².

Из формулы 7 видно, что температурная деформация резца не зависит от количества одновременно используемых резцов, а зависит от площади среза, вылета и поперечного сечения резца, предела прочности обрабатываемого материала и скорости резания.

Проведенный анализ позволяет отметить, что при двухрезцовой обработке зависимость изменения удлинения резца будет аналогична зависимости при однорезцовой обработке.

Погрешность обработки обусловленной изменением температуры резца, определяется по формуле

$$\Delta_{m. n.} = 2 \Delta Lp \quad (9)$$

1.4 Влияние геометрических погрешностей системы СПИД на точность обработки

Влияние геометрической погрешности станка на точность обработки достаточно хорошо изучена в литературе, поэтому рассмотрим основные положения. При точении валов малой жесткости со смещенным центром задней бабки в горизонтальном направлении на величину $\pm f$ образуется коническая поверхность.

По данным работ [3][6] диаметр обработанной детали изменяется по уравнению

$$\Delta d_{r.x} = 2 f_{r.x} / l \quad (10)$$

При смещении оси вращения в вертикальной плоскости обрабатываемая поверхность принимает форму гиперboloида, которая выразится изменением диаметра по уравнению

$$\Delta d_{r.x.} = \frac{X\sqrt{(2f_s)^2 + d_0^2}}{l} - d_0 \quad (11)$$

Если ось вращения одновременно отклонена в горизонтальной и в вертикальной плоскостях, то обтачиваемая поверхность также представляет собой гиперboloид. Приращение диаметра обтачиваемого вала выразится уравнением:

$$\Delta d = 2 \sqrt{\left(\frac{d_0}{2} + \frac{Xf_r}{2}\right)^2 + \frac{X^2 \cdot f_s}{l^2}} - d_0 \quad (12)$$

При установке резца вала или ниже оси вращения на величину $\pm f_s$ по данным работы [9], диаметр детали увеличится на

$$\Delta d_s = 2 \sqrt{\left(\frac{d_0}{2}\right)^2 + f_s^2} - d_0 \quad (13)$$

Наличие выработки у направляющих станины, а также биение оси шпинделя и центра задней бабки при точении называют погрешности в виде конусности и овальности.

1.5 Влияние геометрии инструмента и режимов резания на точность обработки

При точении валов малой жесткости, на точность продольной формы большое влияние оказывают геометрия инструмента и режим резания (рисунки 4 ÷ 9).

Так, с уменьшением главного угла в плане φ увеличивается нагрузка на резец и обрабатываемую деталь, следовательно, увеличиваются упругие деформации (рисунок 4).

Влияние переднего угла γ и угла наклона режущей кромки λ на величину упругих деформаций системы СПИД представлены на рисунках 5 ÷ 6.

Анализ рисунок 4 ÷ 6 показывает, что при больших отрицательных γ , λ и $\varphi = 90^\circ$ наблюдается заклинивание стружки между резцом и изделием, которое увеличивает нагрузку, а, следовательно, и отжатие.

Упругие отжатия, зависящие от преобладающего режима резания, представлены на рисунках 8 – 9.

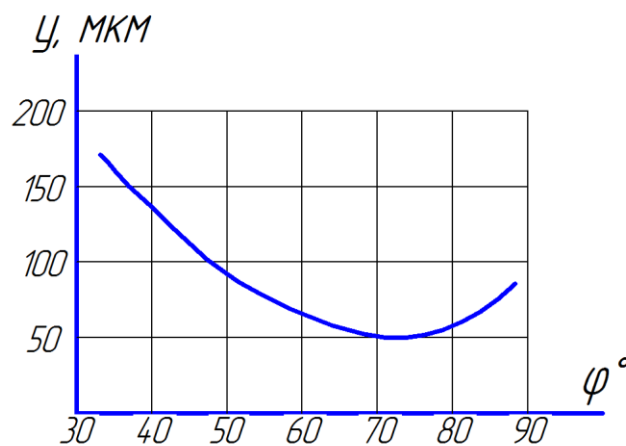


Рис. 1.4. Влияние главного угла в плане φ на величину упругих деформаций при точении вала:
 $d=25\text{мм}$, $l=380\text{мм}$, $V=95\text{м/мин}$, $S_{пр}=0,32\text{мм/од}$, $t=0,6\text{мм}$

Рисунок 4 – Влияние главного угла в плане на величину упругих деформаций при точении вала

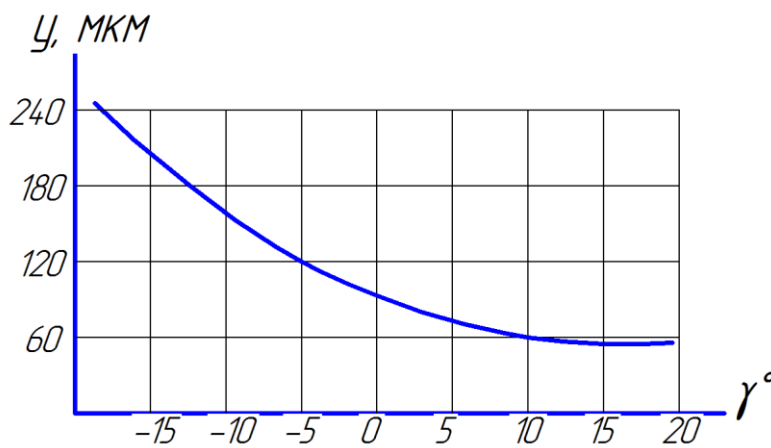


Рис. 1.5. Влияние переднего угла γ на величину упругих деформаций при точении вала:
 $d=25\text{мм}$, $l=380\text{мм}$, $V=95\text{м/мин}$, $S_{пр}=0,32\text{мм/од}$, $t=0,6\text{мм}$

Рисунок 5 – Влияние переднего угла на величину упругих деформаций при точении вала

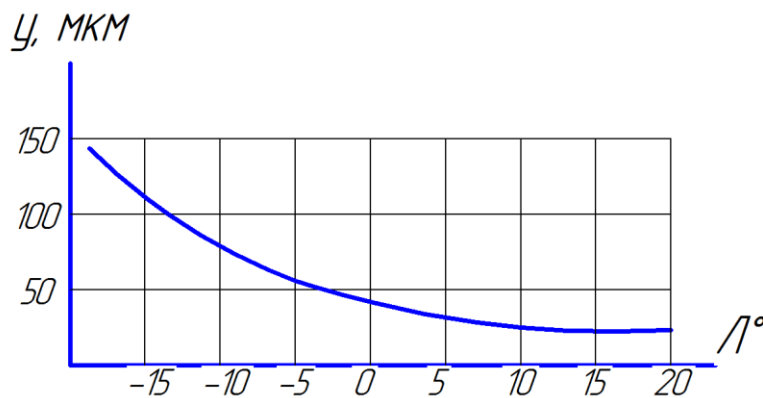
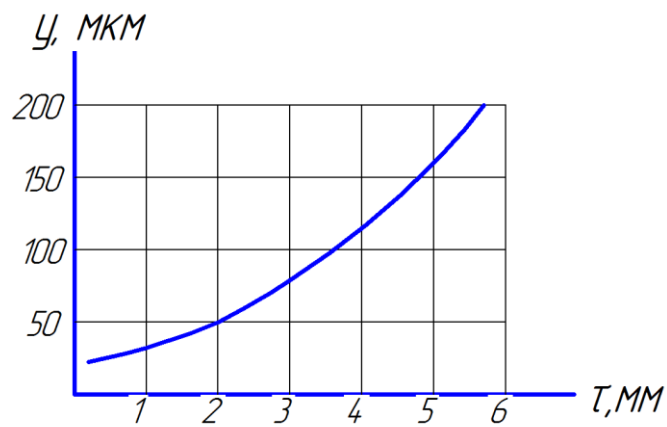


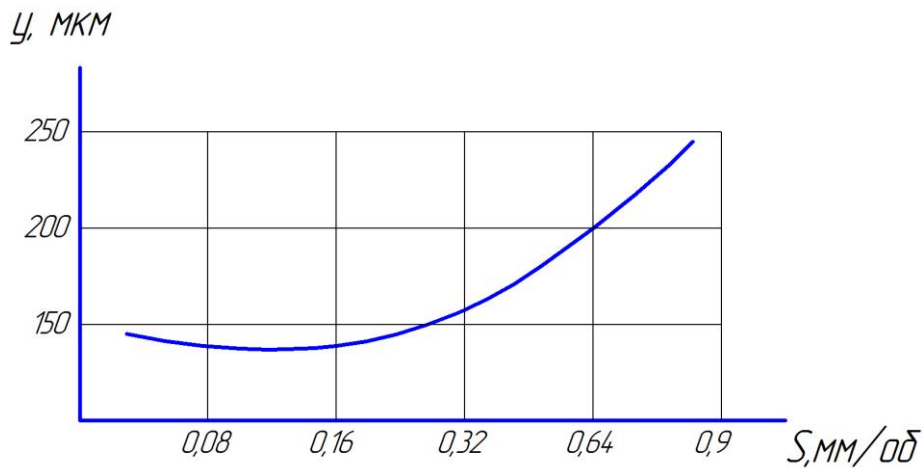
Рис. 1.6. Влияние главного угла в плане Λ на величину упругих деформаций при точении вала:
 $d=25\text{мм}$, $l=380\text{мм}$, $V=95\text{м/мин}$, $S_{пр}=0,32\text{мм/од}$, $t=0,6\text{мм}$

Рисунок 6 – Влияние главного угла в плане на величину упругих деформаций при точении вала



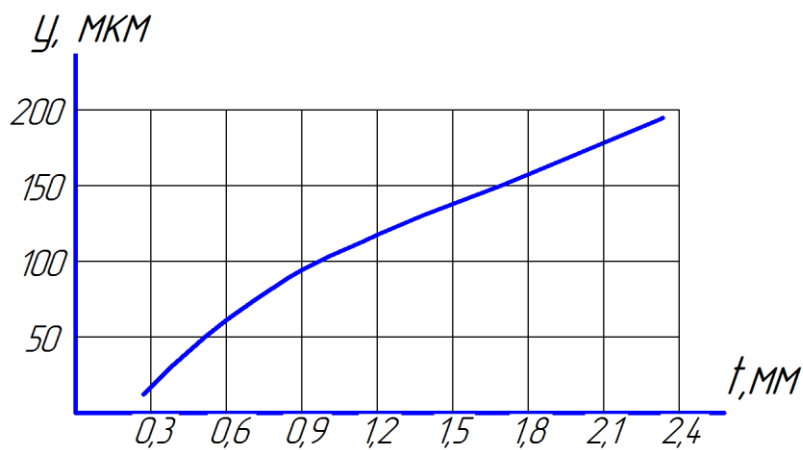
*Рис. 1.7. Влияние τ на величину упругих деформаций при точении вала:
 $d=25\text{мм}$, $l=380\text{мм}$, $V=95\text{м/мин}$, $S_{пр}=0,32\text{мм/об}$, $t=0,6\text{мм}$*

Рисунок 7 – Влияние T на величину упругих деформаций при точении вала



*Рис. 1.8. Зависимость упругих деформаций при точении вала ($K=19$) от величины продольной подачи:
 $V=95\text{м/мин}$, $t=0,2\text{мм}$*

Рисунок 8 – Зависимость упругих деформаций при точении вала от величины продольной подачи



*Рис. 1.9. Зависимость упругих деформаций при очении вала ($K=19$) глубины резания:
 $V=95\text{м/мин}$, $S_{пр}=0,16\text{мм/об}$*

Рисунок 9 – Зависимость упругих деформаций при точении вала от глубины резания

1.6 Схемы обработки нежестких валов

Одним из наиболее широко распространенных методов является метод обработки с использованием неподвижных и подвижных люнетов.

Для определения погрешности обработки необходимо знать не только характер крепления детали в люнете, но и величину податливости самого люнета (ϵ_l).

Для валов малой жесткости эффективность применения неподвижного люнета в уменьшении погрешности всегда несколько больше куба отношения всей длины вала к длине участка между бабкой и люнетом. Поэтому при

установке люнета посередине длины вала имеет место более, чем восьмикратное уменьшение погрешности.

Подтверждением сказанного могут служить результаты В.Г.Подпоркина, полученные при точении гладкого стального вала диаметром $d=65$ мм и длиной $l=4000$ мм при $K=61,5$ и $\varepsilon_{кр}=74$ мкм/кГс, представленные на рисунке 10.

Анализ литературных данных показал на хорошее совпадение расчетных и экспериментальных данных (рисунок 11).

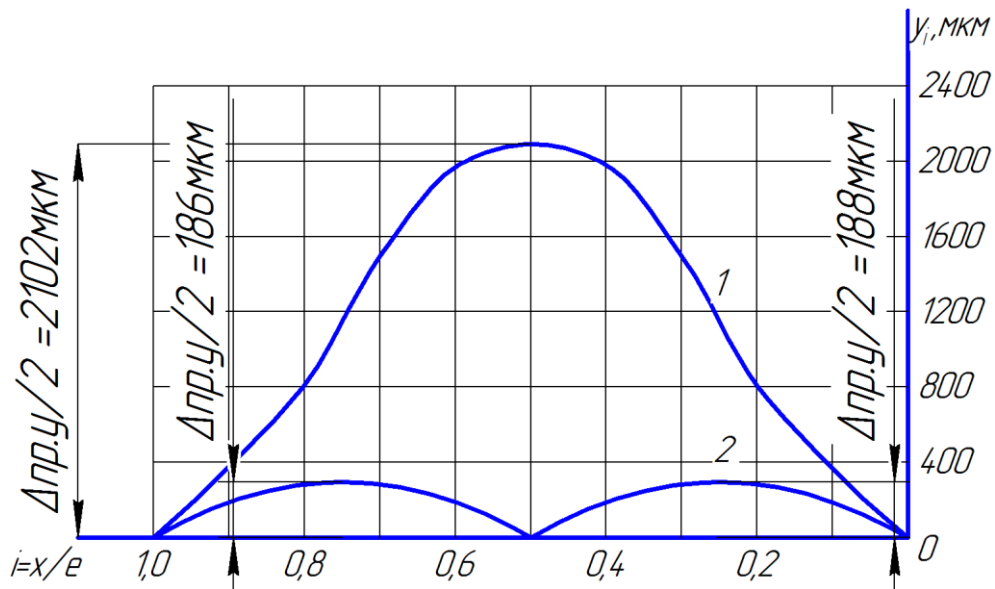


Рисунок 10 - Деформация системы без применения (1) и с применением (2) неподвижного люнета

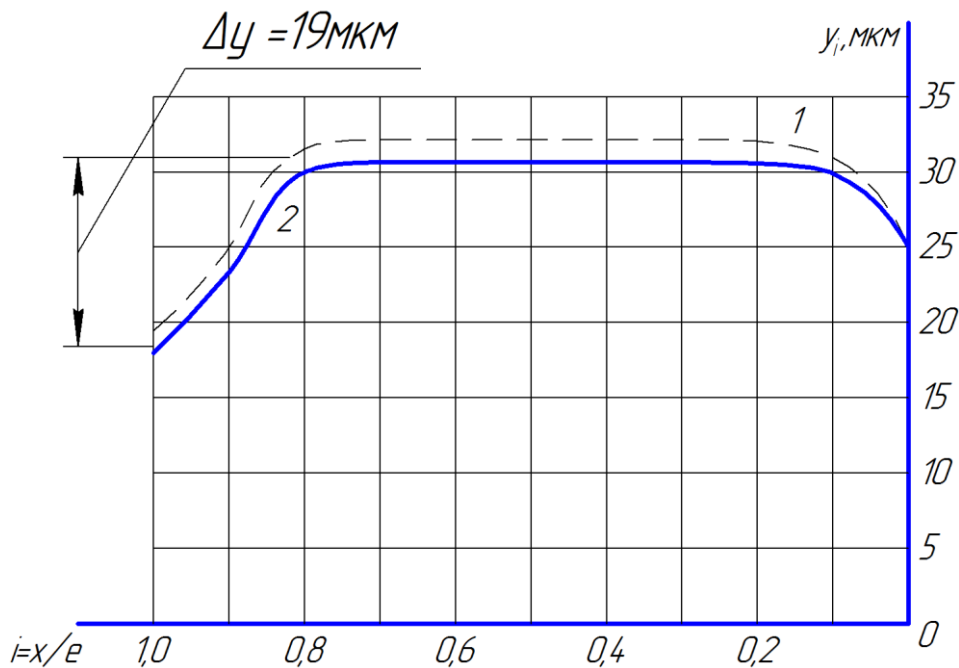


Рисунок 11 - Деформация системы при закреплении вала ($l = 4000$ мм, $d = 62,5$ мм) в центрах и подвижном люнете

1-теоретическая, 2 – экспериментальная.

Установка подвижного и неподвижного люнета дает возможность обтачивать весьма длинные валы. Продольная погрешность определится по формуле /72/

$$\Delta_{np.y.} = 2P_{y.} \{ \varepsilon_{в.и.} + \varepsilon_{\delta} [(1-i)^2 + i^2] \} (1-\alpha_i) - P_{y.} \left\{ \beta_i \frac{[1-0,5a(1+i)^2] \cdot \varepsilon_{в.а.}}{1-d} + \beta_i [(1-ai) + a^2i] \varepsilon_{\delta} - \varepsilon_c \right\}, \quad (14)$$

где $\varepsilon_{в.и.} = \frac{K^3(1-al)^2 \cdot a^2 \cdot i^2}{3d}$ -податливость вала в рассматриваемом сечении;

$\varepsilon_{в.а.} = \frac{K^3(1-a)^2 \cdot a^2}{3d}$ -податливость вала в точке установки

неподвижного люнета;

$a = \frac{h}{l}$ - отношение длины рассматриваемого участка ко всей длине вала;

$\alpha_i \beta_l$ – коэффициенты пропорциональности между P_y и опорными реакциями люнетов;

ε_c – податливость суппорта.

Теоретические данные хорошо подтверждаются экспериментальной кривой (рисунок 12).

Данные исследований по литературным источникам показали, что при использовании люнетов погрешность уменьшается, но полностью не устраняется. Применение люнетов снижает производительность и ухудшает качество поверхности и поверхностного слоя.

Повышение точности обработки со смещением системы состоит в предельном изменении начального положения системы. Известно, что при смещении центра задней бабки, нежесткий вал обтачивается сначала до половины; вторая его половина обрабатывается со второго станова. При этом заднюю бабку предлагается смещать, исходя из тех. условий, чтобы диаметры вала d у правого торца и $d_{0,5}$ – в середине были одинаковыми, для чего бабки смещалась на величину

$$y_{з.см.} = 2 \left[f_i \left(1 \pm \frac{\Delta d_i - 1}{2t_i} \right) + t_{i-1} - t_{0,5} \right] \quad (15)$$

Так, при точении нежесткого вала $d = 38$ мм на стали 45 ($l/d = 18$) точность повышается в 8 раз по сравнению с обработкой без смещения (рисунок 13).

Обработка нежестких валов в два приема – не может обеспечить требуемой точности под обкатку, так как посередине вала образуется риска-ступенька до 50 мкм.

Сочетание автоматического управления и преднамеренного смещения, когда эксцентриситет центра задней бабки меняется в соответствии с изменением жесткости, дают возможность обрабатывать вал за одну установку с повышением точности в $8 \div 12$ раз. Но как показали наши исследователи, этот метод пригоден для обработки нежестких валов с $K \leq 18$. При точении валов с $K > 18$, смещение оси задней бабки вызывает дополнительный момент, который порождает угловую прецессию.

В работе [1] дан анализ обработки многолезвцового приспособления с поддерживающими роликами, повышающих жесткость системы и заданную точность изделия при точении (рис. 1.14). Эти методы пригодны для обработки гладких валов заданного размера.

Большого внимания заслуживает работа В.Н.Хохулина [27], в которой анализируется работа «плавающего» трёхлезвийного блока (рисунок 15). Данный метод обеспечивает высокую точность тонкой обработки в поперечном сечении. Однако погрешности кривизны полностью копируются. Метод низкопроизводителен из-за наличия лерки в «плавающем» блоке.

Наиболее интересной работой в области обработки валов малой жесткости является работа А.И.Козлова [25]. Точение валов осуществляется специальной головкой с «плавающим» двухлезвийным блоком (рисунок 16).

Его особенность состоит в том, что «плавающий» блок самоустанавливается на равномерный припуск для каждого резца и как бы калибрует деталь мерным обхватывающим инструментом.

Однако, наряду с достоинствами, у вышеуказанного метода есть недостатки.

Так, при наличии продольной кривизны заготовки, кривизна копируется деталью. Приспособление настраивается только на один размер. Изменение размера настройки требует дополнительных затрат.

Неоднородная твердость материала по диаметру вызовет гармонические колебания двухлезвийного блока (следствие инерционности блока), что, в конечном счете, выразится вибрацией.

Применение САР и САУ способствует повышению точности обработки нежестких валов, но имеют ряд существенных недостатков. Так, приведенные в работе [12] схемы САР и САУ требуют высоких первоначальных затрат и высококвалифицированного обслуживания, что сильно сказывается на себестоимости продукции.

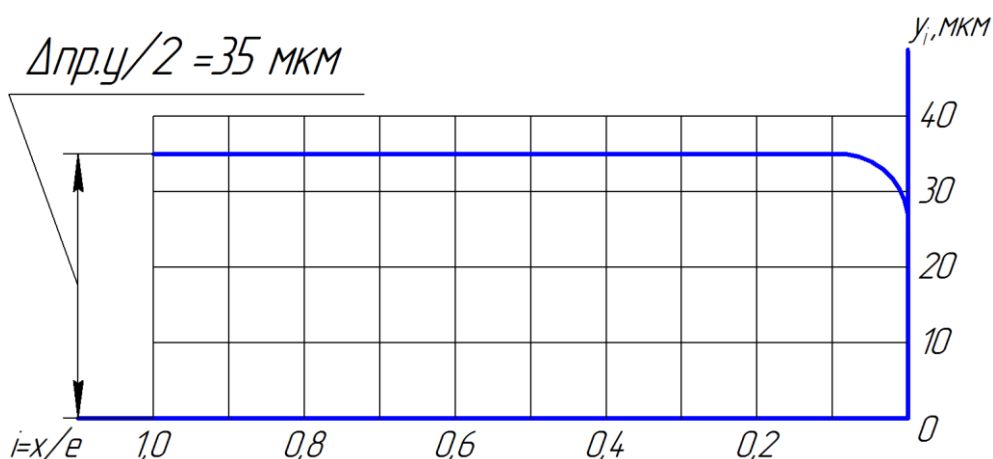


Рисунок 12 - Деформация системы при закреплении вала в центрах передней и задней бабок с применением подвижного и неподвижного люнета

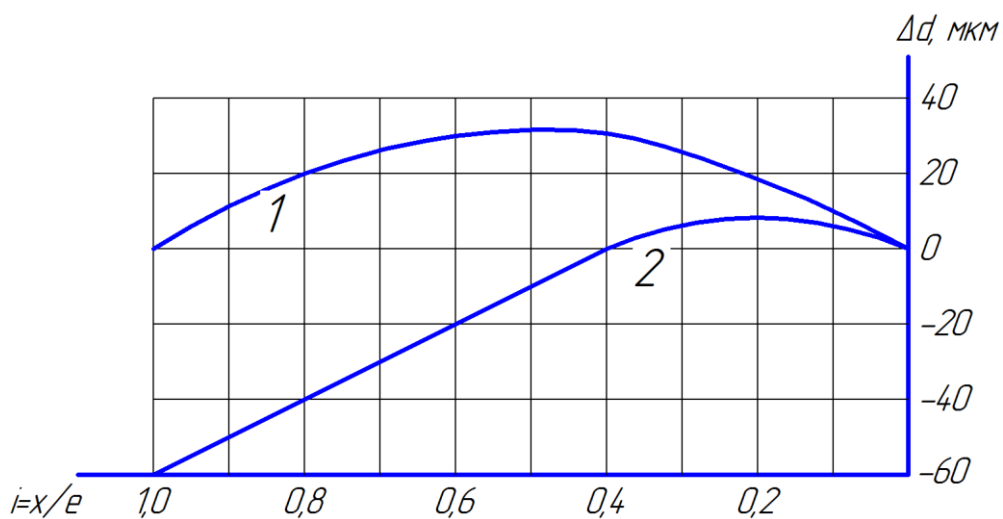


Рисунок 13 - Погрешности обработки в продольном направлении

1 – при точении без люнета;

2 – точение с предварительным смещением системы (вал обтачивался по всей длине).

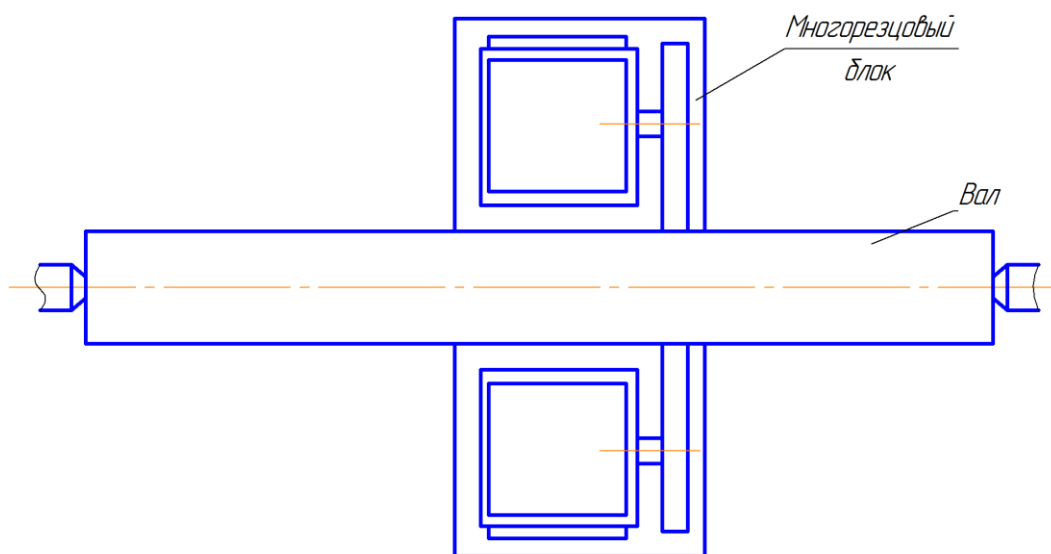


Рис. 1.14. Схема обработки валов по методу А.С.Азарова

Рисунок 14 - Схема обработки валов по методу Азарова А.С.

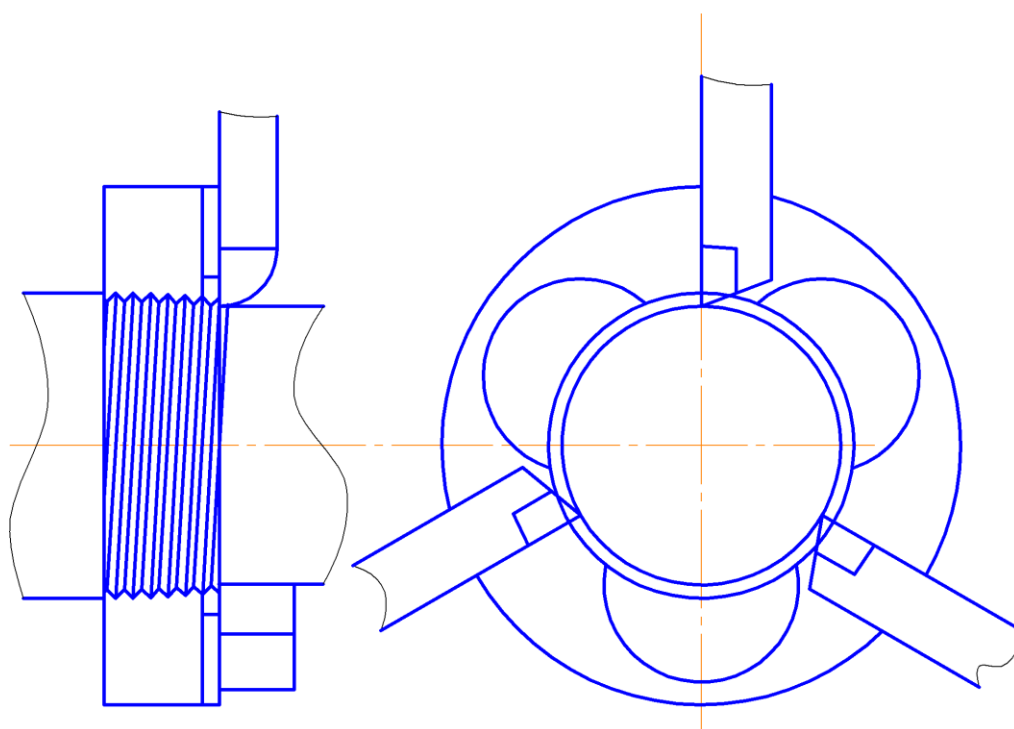


Рис. 1.15. Плавающий блок В.Н.Хохулина

Рисунок 15 - Плавающий блок Хохулина В.Н.

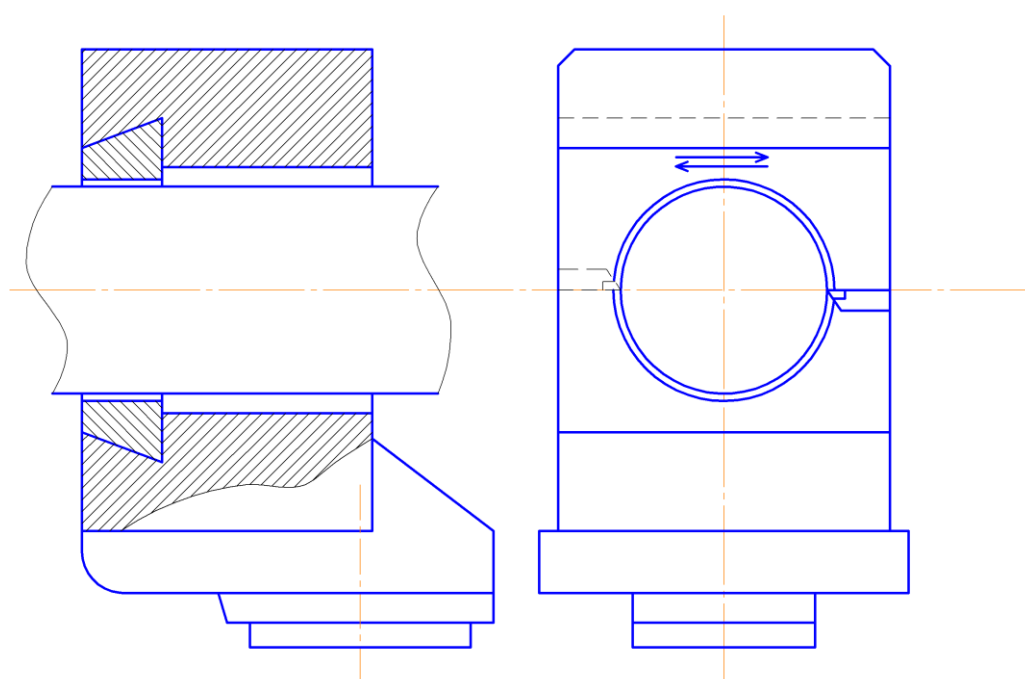


Рис. 1.16. Головка с двухлезвийным плавающим блоком

Рисунок 16 - Головка с двухлезвийным плавающим блоком

1.7 Влияние условий обработки на геометрические характеристики качества поверхности

Качество поверхности валов машин определяется совокупностью характеристик шероховатости поверхности, волнистостью и макроотклонениями.

А) Шероховатость. Шероховатость поверхности вала, обработанной резанием, зависит от большого количества причин, связанных с условиями его изготовления.

На шероховатость поверхности при точении существенно влияют: скорость (v), подача ($S_{np.}$), радиус закругления при вершине резца и вспомогательный угол в плане. Кроме того, большое влияние имеет род обрабатываемого материала.

Результаты экспериментальной проверки влияния скорости резания на шероховатость поверхности по данным работы (38) представлены на рисунке 17.

Из графика видно, что скорость резания заметно влияет на шероховатость поверхности. Подача оказывает решающее влияние на качество обрабатываемой поверхности. Кроме того, она определяет вместе со скоростью резания экономичность токарной обработки.

Для подсчета теоретической шероховатости обработанной поверхности R_z по данным работ [6][8] можно пользоваться уравнением:

$$R_z = \frac{S_{np.}^2}{8\tau} \quad (16)$$

Более полным уравнением, отражающим высоту неровностей, можно считать уравнение *Opitk'a* и *Brammertz'a*.

$$R_z = \frac{S_{np.}^2}{8\tau} + \frac{h_{min}}{2} \left(1 + \frac{r \cdot h_{min}}{S_{np.}^2} \right) \quad (17)$$

где h_{min} – минимальная толщина среза.

Результаты исследований по данным *Opitk'a* представлены на рисунке 18.

Однако, как показали исследования, расчетные данные шероховатости поверхности по предложенным формулам хорошо согласуются с экспериментальными данными при точении с подачами при $S_{np.} \geq 0,12$ мм/об. Большое расхождение расчетных и опытных данных наблюдается в случае точения с подачами при $S_{np.} \leq 0,12$ мм/об.

Это объясняется тем, что авторы в формулах (16, 17) не учитывают влияние таких факторов, как: колебания резца в горизонтальной и вертикальной плоскостях, физико-механические свойства режущего и обрабатываемого материала, глубину резания, радиус округления основной и вспомогательной режущих кромок, наследственность заготовок шероховатость режущей кромки, степень затупления резца и т.д.

По опытным данным А.И.Исаева и П.Е.Дьяченко глубина резания слабо влияет на шероховатость поверхности, влиянием которой можно пренебречь.

Также на высоту профиля поверхности существенное влияние оказывает устойчивость процесса резания и зависит от высоты неровностей профиля обрабатываемой поверхности, образовавшихся в процессе предшествующей обработки (20). Устойчивость процесса резания

увеличивается с уменьшением отношения заданной глубины резания к высоте неровностей, снижением скорости резания и увеличением прочности обрабатываемого материала. Для уменьшения влияния рассматриваемого фактора финишную обработку валов малой жесткости следует осуществлять при скорости резания $v \geq 70$ м/мин и глубине резания

$$t = t_0 - (1-k) R_z \quad (18)$$

где t_0 – заданная технологическая глубина резания;

k – коэффициент, определяемый приближенной зависимостью

$$k = 0,33 + 2 \sigma_\sigma \cdot 10^{-3} \quad (\sigma_\sigma - \text{предел прочности на растяжение}).$$

Определенное влияние на шероховатость поверхности оказывают качество заточки и степень притупления лезвия инструмента. Влияние шероховатости режущей кромки на шероховатость обработанной поверхности в области малых подач много больше, чем при больших подачах. Качество режущей кромки определяет период стойкости инструмента и тем самым сказывается на шероховатости поверхности по мере износа резца. Величина размерного износа с целью обеспечения заданной шероховатости для тонкой обработки по данным А.Д.Макарова не должна превышать

$$h \leq 0,1 + 1,5 S_{np}. \quad (19)$$

Исследования В.С.Корсакова показали, что по мере износа резца наблюдается увеличение шероховатости поверхности, которое за период стойкости для финишной обработки будет в пределах $15 \div 20$ %.

Вначале, по мере приработки резца, значение R_z уменьшается. В дальнейшем, при затуплении лезвия, шероховатость вновь ухудшается, R_z возрастает.

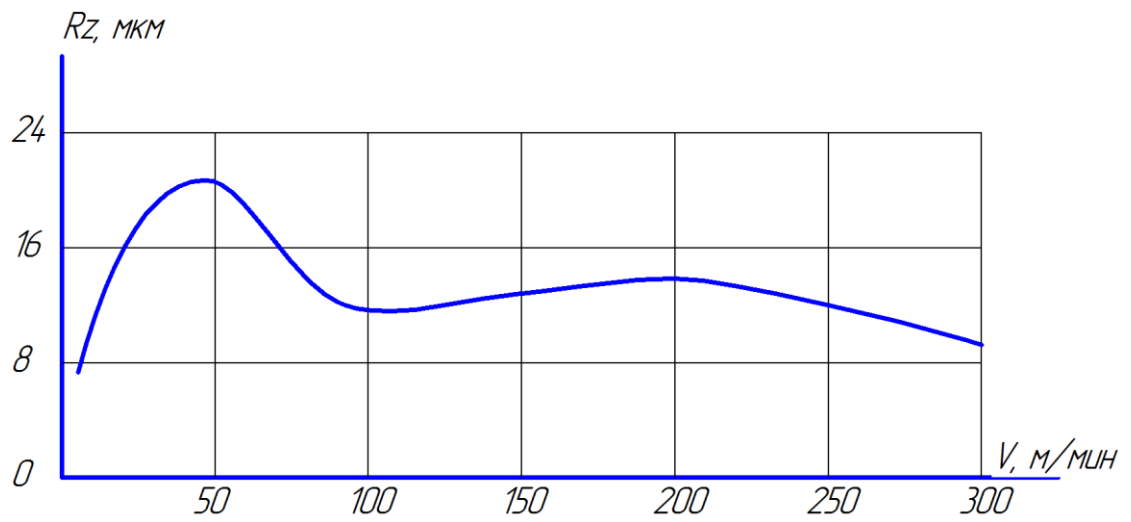


Рис. 1.17. Влияние скорости резания на величину шероховатости поверхности R_z при точении стали 45 $t=0,5$ мм, $S_{np.} = 0,2$ мм/об

Рисунок 17 - Влияние скорости резания на величину шероховатости поверхностей R_z при точении стали 45 $t = 0,5$ мм, $S_{np.} = 0,2$ мм/об

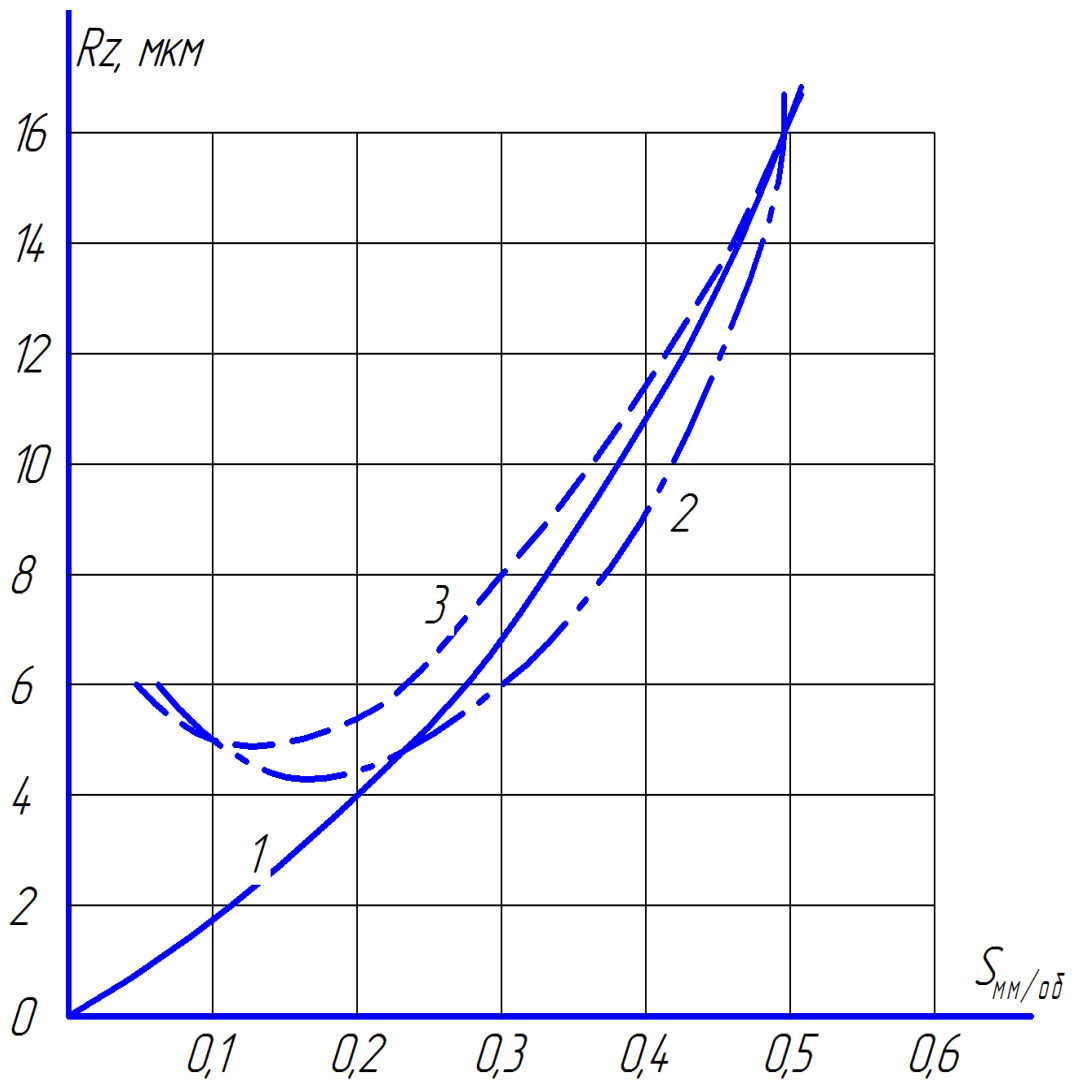


Рис. 1.18. Зависимость высоты неровностей Rz от подачи S_{np}
 1 – $Rz_{pac} = S^2 / 8r$; 2 – Rz – эксперим.; 3 – $Rz_{pac} = S / 8r + t_{min} / 2$

Рисунок 18 - Зависимость высоты неровностей R_z от подачи S_{np}

Из геометрических параметров инструмента наибольшее влияние на шероховатость поверхности оказывает радиус закругления режущей кромки [3].

Значительное уменьшение шероховатости поверхности обеспечивают резцы с широкой режущей кромкой, предложенные А.А.Азаровым [1] и

А.И.Исаевым [6]. Влияние формы режущей кромки инструмента на шероховатость поверхности выражается слабо. Оно может выразиться лишь косвенно, через изменение усилий резания в результате изменения размеров поперечного сечения снимаемой стружки. Влияние округления режущих кромок (ρ) на качество обработанной поверхности исследовано в меньшей степени. Известно, что с уменьшением ρ возрастает шероховатость поверхности.

Округление как главной, так и вспомогательной кромки, приводит к уменьшению шероховатости обработанной поверхности: при этом одновременное округление главной и вспомогательной режущих кромок усиливает такой эффект.

Минимальная шероховатость обработанной поверхности обеспечивается при $S = 0,15$ мм/об, и $\rho = 25$ мкм. Уменьшение или увеличение ρ приводит к незначительному увеличению высоты неровностей.

Отмеченный эффект уменьшения высоты неровностей при точении следует объяснить демпфирующим действием округленной кромки и большей виброустойчивостью резца в связи с ростом отношения P_y / P_z составляющих силы резания.

Результаты анализа литературных источников по шероховатости однорезцовой обработки могут быть использованы в расчетах шероховатости двухрезцовой обработки.

Процесс образования шероховатости поверхности при точении двумя резцами с противоположным их расположением необходимо проводить путем изучения общих закономерностей разрушения металлов, физико-механических свойств обрабатываемого и режущего инструмента, наследственности обрабатываемой заготовки и т.д.

Б) Волнистость и макроотклонение. Шероховатость поверхности не полностью определяет качество поверхности как с точки зрения соблюдения определенности посадок, так и с точки зрения низкоустойчивости и других эксплуатационных свойств. На эти свойства существенное влияние оказывает волнистость поверхности и макроотклонения формы.

Волнистость образуется при неравномерности процесса резания, вследствие чего возникают колебания станка, изделия и режущего инструмента, которые в сочетании оставляют на поверхности следы в виде волн.

При точении волнистость может возникнуть перпендикулярно (поперечная волнистость) и параллельно (продольная волнистость) движению режущего инструмента.

Волнистость характеризуется высотой ($H_{np.}$, $H_{пол.}$), шагом ($l_{np.}$, $l_{пол.}$) и радиусом при вершине волны ($R_{np.}$, $R_{пол.}$).

Волнистость в направлении движения инструмента называется неравномерностью подачи станка и ряда других причин. Макроотклонения на поверхности обрабатываемой детали возникают, в большинстве случаев, вследствие колебаний системы СПИД.

Особое влияние на интенсивность вибрации оказывают режимы резания, геометрия режущего инструмента, жесткость, зазоры и масса упругой системы.

На рисунке 19 представлена зависимость интенсивности вибраций от скорости резания $v/78/$ ($v = 80$ м/мин, $S_{np.} = 0,21$ мм/об., $t = 2$ мм, $\varphi = 20^\circ$, $\varphi_1 = 10^\circ$, $\gamma = 12^\circ$, $\alpha = 6^\circ$, $\lambda = 0$, $ч = 1$ мм, т.е. (основная геометрия резца).

Как видно из рисунка 19 с увеличением скорости резания высота волны возрастает. После достижения максимума, с увеличением скорости резания, высота волны уменьшается.

В качестве примера влияния подачи на интенсивность вибрации приведен рисунок 19 [7], из которого видно, что с увеличением толщины стружки вибрация уменьшается ($v = 80$ м/мин, $t = 2$ мм, резец имел основную геометрию).

С изменением глубины частота колебаний изменялась незначительно, имея тенденцию к повышению с увеличением глубины резания.

Интенсивность вибрации резко возрастает с увеличением глубины резания. Графически эта зависимость представлена на рисунке 19 ($v = 80$ м/мин; $S_{np.} = 0,21$ мм/об, резец имел основную геометрию).

Влияние главного угла в плане на интенсивность вибрации (рисунок 20) приводится на основании работы при $v = 80$ м/мин, $S_{np.} = 0,21$ мм/об.

Увеличение вспомогательного угла в плане несколько снижает интенсивность вибраций. Так, с увеличением угла φ , в пределах $10 \div 40^\circ$ интенсивность вибрации снижается с 60 мкм до 37 мкм. Частота вибрации не изменяется.

При увеличении радиуса закругления вершины резца, в пределах от 1,0 мм до 10 м, интенсивность вибраций вначале повышалась, а затем незначительно снижалась.

Влияние переднего угла на интенсивность вибраций по работе /78/ представлено в таблице 2.

Таблица 2 - Влияние переднего угла на интенсивность вибраций

Передний угол γ	-10^0	0^0	12^0	20^0	30^0
Высота волны, мкм	117	103	80	53	37

Уменьшение высоты волны с увеличением переднего угла объясняется степенью деформации металла.

Влияние заднего угла не оказывает влияния на интенсивность вибрации.

Расположение вершины угла ниже центра повышает интенсивность вибрации, при расположении вершины резца выше центра, вибрации снижаются. При продольном точении меняется месторасположение резца по длине детали, а следовательно, изменяется величина прогиб и жесткость. При этом интенсивность достигала максимального значения посередине обрабатываемой детали, частота колебаний изменяется незначительно.

С увеличением вылета панели задней бабки жесткость системы снижалась, а интенсивность вибрации повышалась.

Немало важным фактором при исследовании влияний различных факторов на интенсивность вибраций оказывает влияние вылета резца, представленное на рисунке 21.

При обработке валов в центрах интенсивность вибрации во многом зависит от частоты собственных колебаний обрабатываемого вала (таблица 3).

Таблица 3 - Зависимость частоты и интенсивности вибраций от жесткости и массы обрабатываемой детали

№ опыта	Диаметр заготовки, мм	Длина заготовки, мм	Частота колебаний, Гц	Высота волны ,мм
1.	188	1025	85	164
2.	186	500	102	64
3.	100	500	186	175
4.	50	500	330	145
5.	50	200	-	0

Из таблицы 3 видно, что с увеличением жесткости обрабатываемого вала вибрации значительно снижаются.

Проведенный анализ позволяет отметить, что продольная и поперечная волнистость являются следствием действия центробежных сил, вызываемых неуравновешенными массами вращающихся деталей при недостаточной жесткости системы. Повышение устойчивости системы при точении может быть достигнуто путем компенсации упругих отжатий и высокой точностью изготовления металлорежущих станков.

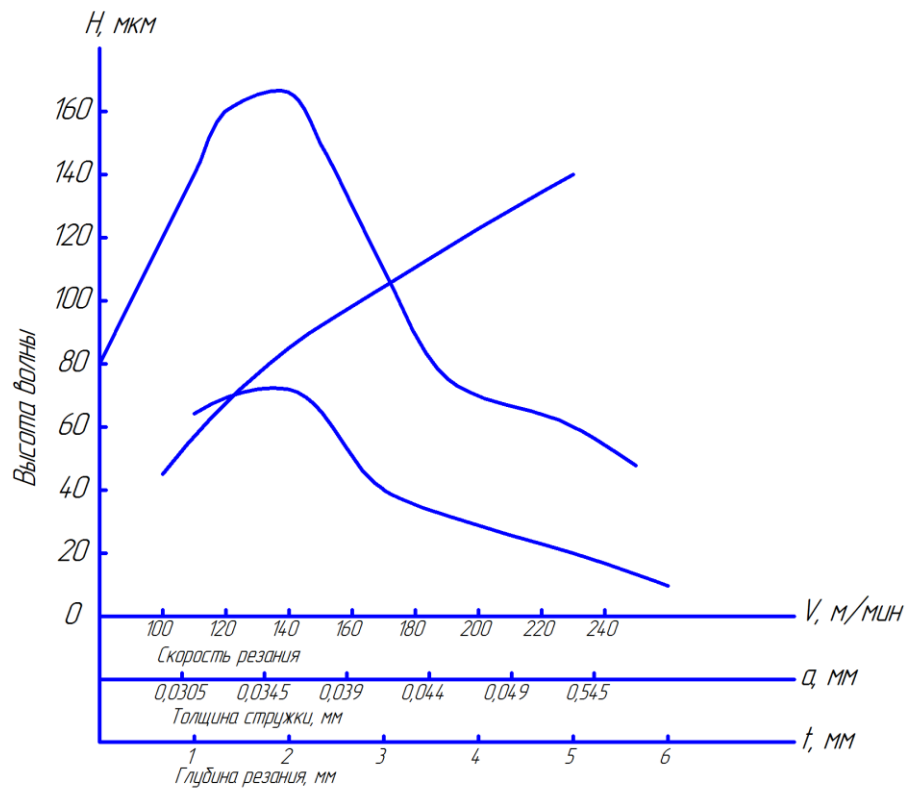


Рис. 1.19. Влияние скорости резания, толщины стружки, глубины резания на интенсивность вибраций

Рисунок 19 - Влияние скорости резания, толщины стружки, глубины резания на интенсивность вибрации

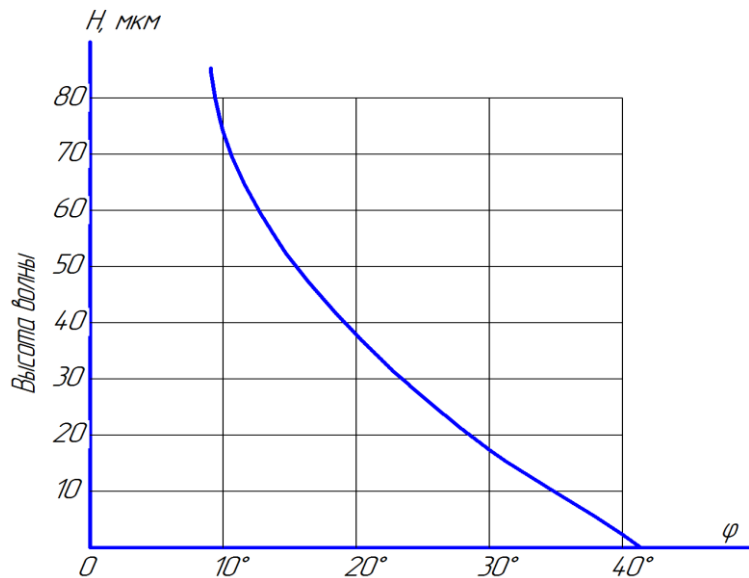


Рис 1.20. Влияние главного угла в плане на интенсивность вибраций

Рисунок 20 - Влияние главного угла в плане на интенсивность вибрации

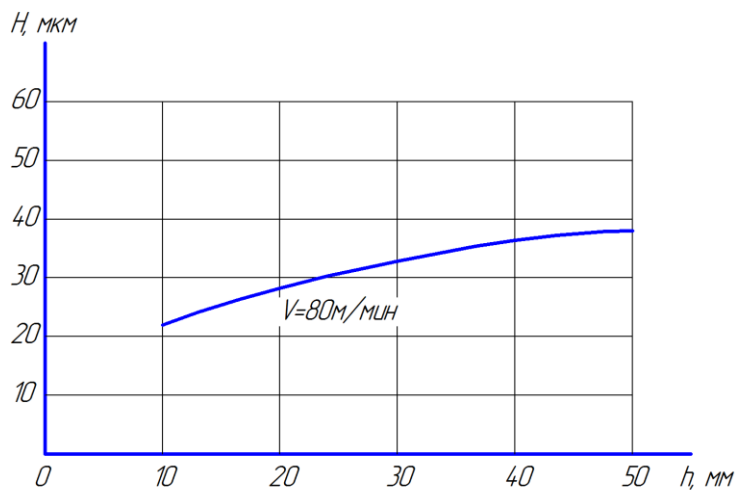


Рис. 1.21. Влияние вылета резца на интенсивность вибраций

Рисунок 21 - Влияние вылета резца на интенсивность вибрации

2 Устройство для токарной обработки

Проведя анализ точности и качества обработки маложестких валов в первой главе, используя патент № 2414994, на правах автора, было спроектировано устройство для токарной обработки. Описанию, которого посвящена данная глава.

«Изобретение относится к обработке металлов резанием и может быть использовано на токарных и других станках для продольного и фасонного точения.»[24].

Задача, на решение которой направлено заявляемое изобретение, заключается в повышении точности обработки, достигаемой за счет осуществления возможности самоуравновешивания сил резания.

«Эта задача решается тем, что в устройстве для токарной обработки, содержащем два резцедержателя, размещенных симметрично относительно оси обрабатываемой заготовки, выполненных с возможностью поперечного и продольного перемещений относительно этой заготовки и соединенных между собой винтом с разнонаправленной резьбой одинакового шага на концах винта, каждый из резцедержателей содержит продольную и поперечную каретки, выполненные с возможностью продольного перемещения относительно друг друга и контакта с механизмами настройки работы на требуемый режим обработки, размещенных с противоположных сторон продольной каретки, при этом один из механизмов выполнен в виде упругих элементов, а другой – в виде роликов, установленных на противоположных концах рычага, закрепленного на торсионе, и одновременно контактирующих с поверхностью обеих продольных кареток, причем рычаг снабжен приспособлением для изменения силы поджима роликов.»[24].

«Выполнение одного из механизмов настройки в виде упругих элементов позволяет использовать регулирование их жесткости для обеспечения чувствительности к разнице сил резания на резцах и задания перемещения для стабилизации срезанного слоя.»[24].

«В совокупности такое регулирование обеспечивает условия, при которых можно получать одинаковую площадь среза при изменяющихся условиях обработки. В этом случае силы резания постоянны и технологические остаточные напряжения в заготовке после обработки имеют равномерный характер распределения.»[24].

«Изобретение иллюстрируется чертежами, где на рисунке 22 показано устройство для токарной обработки, общий вид; на рисунке 23 – то же, вид сверху; на рисунке 24 – вариант механизма настройки работы на требуемый режим обработки клиновой; на рисунке 25 – вариант механизма настройки работы на требуемый режим обработки рычажно-винтовой.»[24].

«Устройство для токарной обработки содержит два резцедержателя 1, размещенных симметрично относительно оси обрабатываемой заготовки 2, выполненных с возможностью продольного и поперечного перемещения относительно этой заготовки и соединенных между собой винтом 3 с разнонаправленной резьбой одинакового шага на концах винта. Этот винт оснащен маховиком 4 для ручной поднастройки на размер.»[24].

«Работа устройства для токарной обработки осуществляется следующим образом.»[24].

«Заготовка 2 устанавливается в патроне станка. Устанавливают оба резца 8 в резцедержателях 1, предварительно выставив вылет на определенный размер обработки с использованием любых известных способов настройки.»[24].

«Затем производят поджим опорных роликов 10 к резцедержателям 1 в осевом направлении путем регулирования степени упругости упругих элементов 9, а также степени прижатия роликов рычага 11 к резцедержателям 1. Далее вращением маховика 4 устанавливают заданную глубину резания.»[24].

«В процессе обработки заготовки при врезании резцов 8 в нее возникают силы резания. При одинаковой глубине резания силы резания на противоположных резцах 8 уравновешены. Если возникает разница снимаемого припуска, на резце, где глубина резания больше, сила резания возрастает. Разница сил резания стремится сместить более нагруженный резец против подачи. Соответственно, его перемещение вдоль оси заготовки вместе с резцедержателем и продольной кареткой вызовет через рычаг 11 соответствующее перемещение противоположного резцедержателя и продольной каретки в продольном направлении по подаче.»[24].

«Установленная предварительная жесткость элементов настройки позволяет задавать минимальный порог в разнице сил резания, при которой начинается смещение резцов. При этом учитывается вид обработки (черновая, чистовая), требуемая шероховатость, погрешность формы исходной заготовки.»[24].

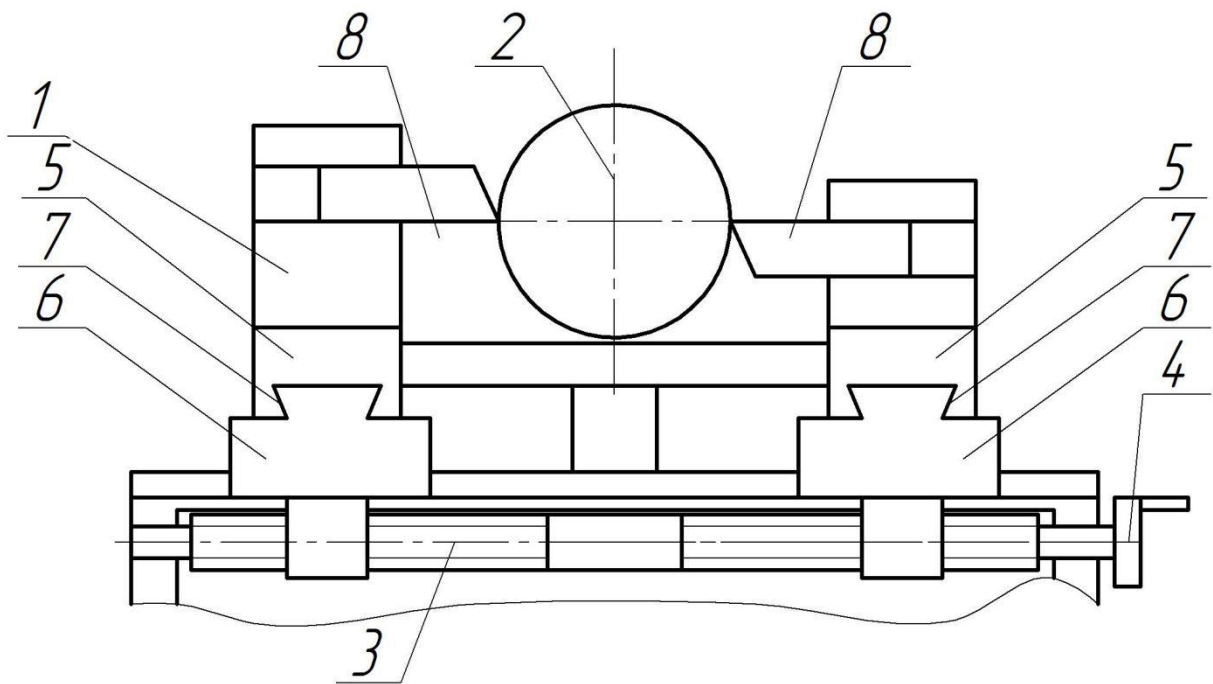


Рисунок 22 – Устройство для токарной обработки

Общий вид

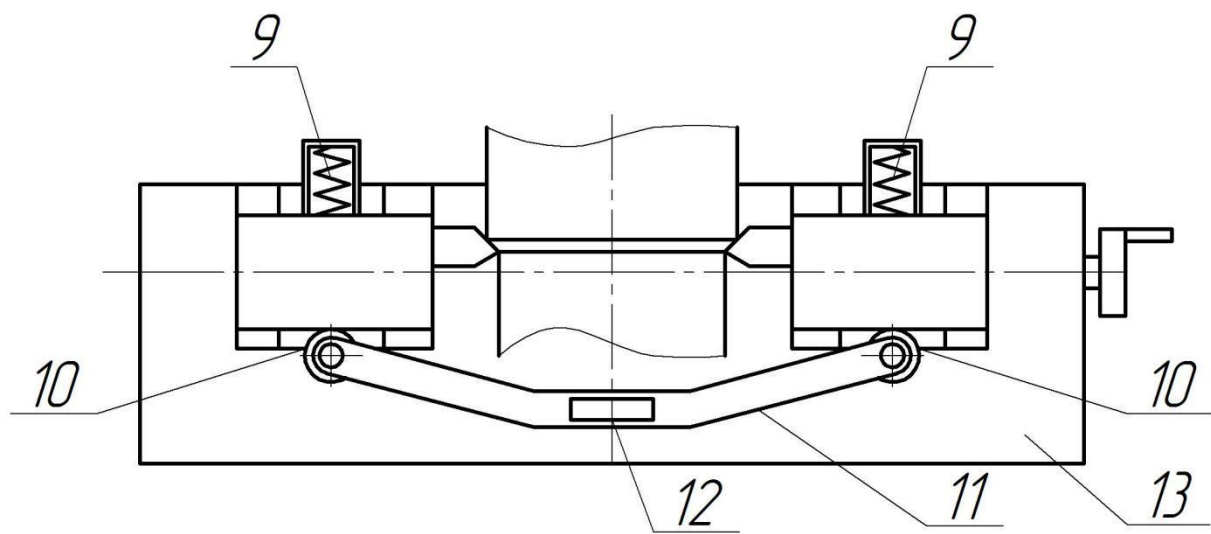


Рисунок 23 – Устройство для токарной обработки

Вид сверху

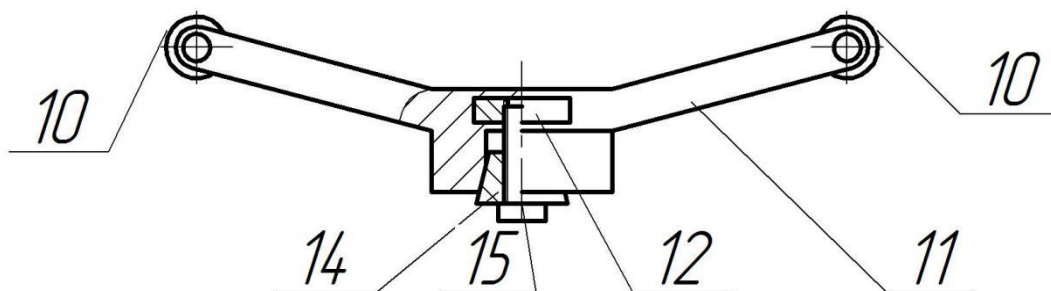


Рисунок 24 - Устройство для токарной обработки

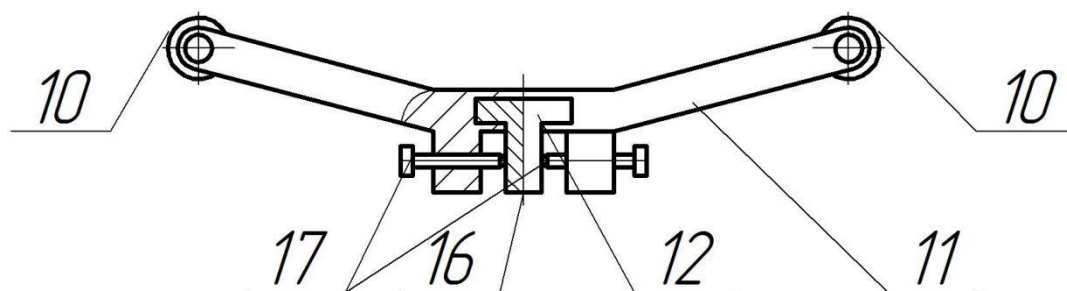


Рисунок 25 - Устройство для токарной обработки

Для проектирования устройства было выполнено трехмерное моделирование с использованием программы «КОМПАС 3D». В результате, которого были определены необходимые размеры установки и выполнена детализовка.

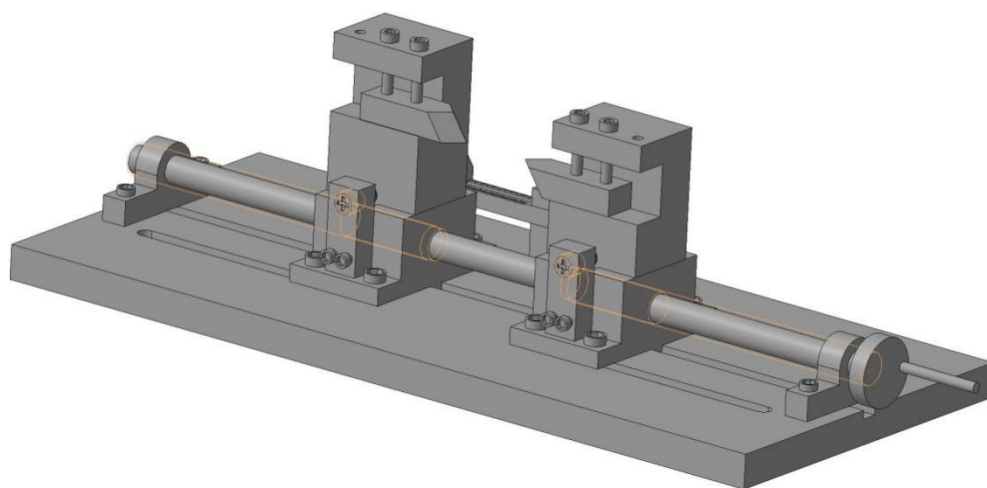


Рисунок 26 – Компоновка установки

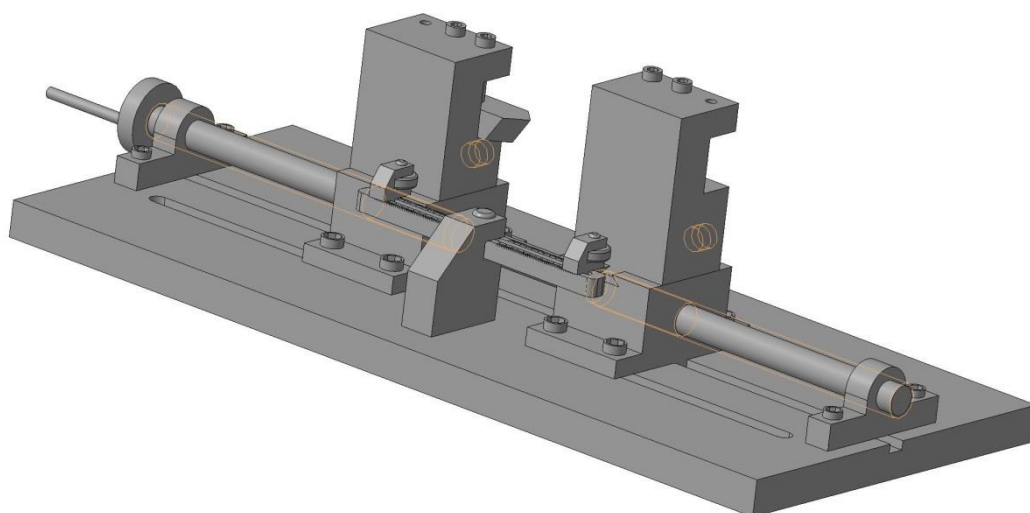


Рисунок 27 – Компоновка установки

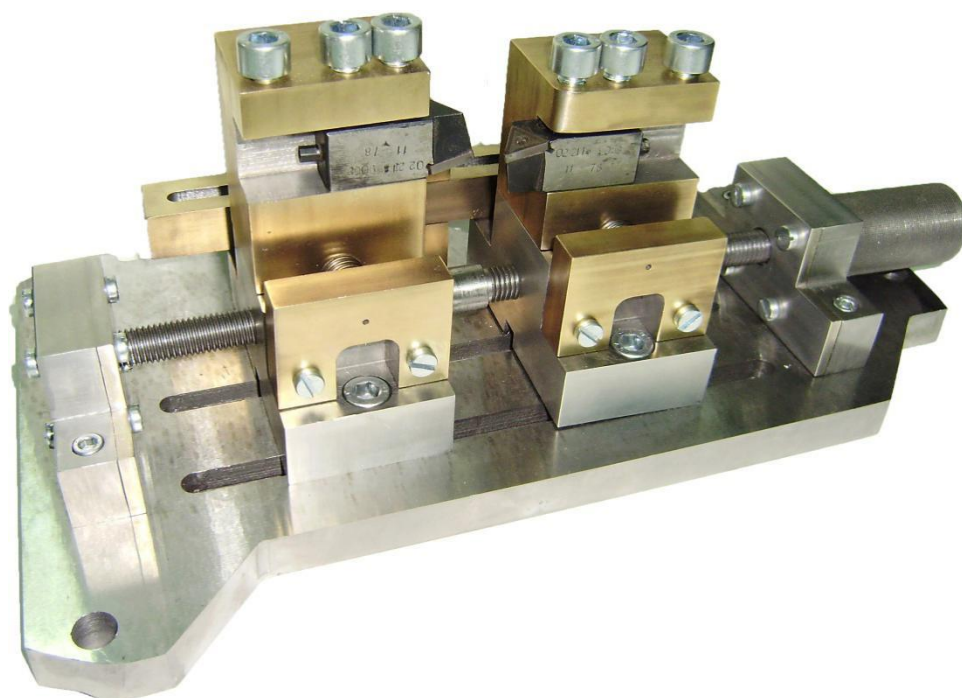


Рисунок 28 – Установка общий вид

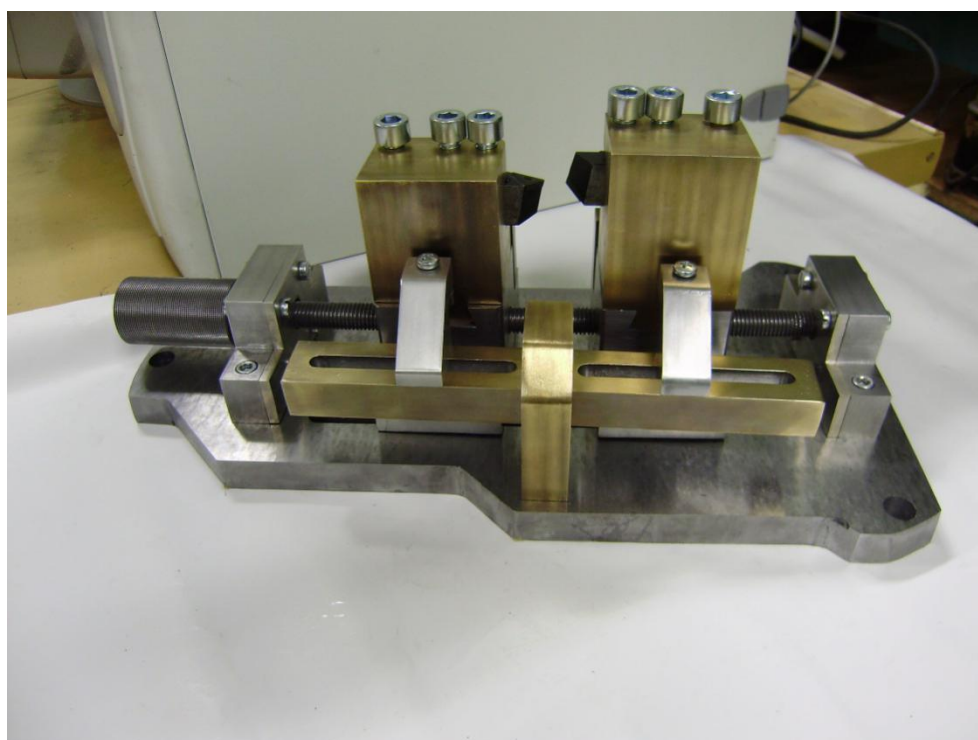


Рисунок 29 – Установка общий вид

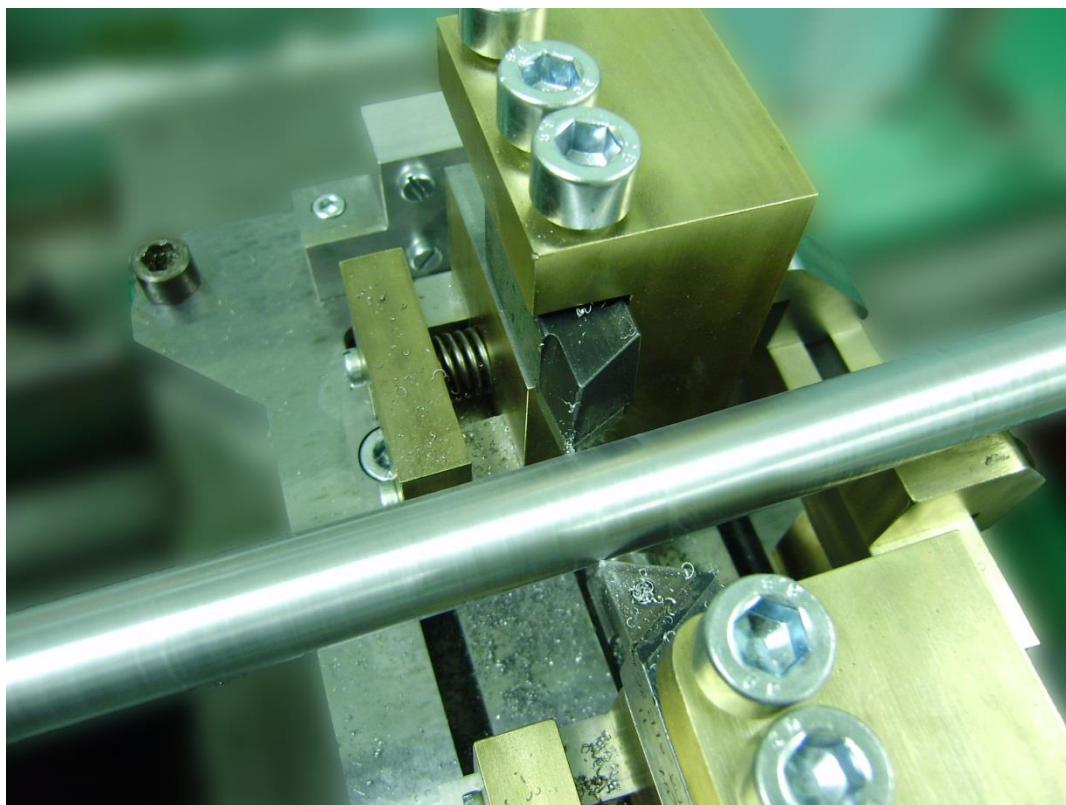


Рисунок 30 – Обработка с помощью установки

3 Теоретические исследования работы двухрезцового самоцентрирующего суппорта при точении валов малой жесткости

«Расчетно-аналитический метод изучения качества обработки валов малой жесткости основывается на научных теоретических и лабораторных исследованиях и на систематизации материалов статистических наблюдений. При полном его развитии возможность предсказать качество обработки, которое можно обеспечить в результате выполнения запроектированного технологического процесса. Однако и при современном состоянии вопроса этот метод дает указание, в каком направлении следует влиять на процесс для того, чтобы повысить качество обработки.»[19]

«На основании анализа работ по вопросу обработки нежестких валов наиболее перспективной для дальнейшего усовершенствования с целью повышения качества обработки является двухрезцовая обработка (рисунок 31).»[19]

«Высокое качество обработки может быть достигнуто, если противоположно расположенные резцы работают в одинаковых условиях. Единство условий работы резцов может быть достигнуто вручную, с использованием лимбового деления и винтового механизма.»[19].

«Для этого каждый резец должен иметь свой винтовой механизм, как это сделано в конструкции двухрезцового суппорта системы П.А. Кораблева /48/. Однако, разности геометрии инструментов, жесткости переднего и заднего суппорта и ряда других факторов не позволяет достичь равенства между радиальными силами резания.»[19].

«Плавающий двухлезвийный блок системы А.И. Козлова позволяет достичь равенства радиальных сил резания без особого труда за счет одной степени свободы блока в радиальном направлении.»[19].

3.1 Расчет колебательной системы в момент начала ее работы

«Рассмотрим двухрезцовую систему в работе, когда она может свободно передвигаться в радиальном направлении, т.е. принцип точения нежестких валов по методу А.И. Козлова [16] .»[19].

«Принципиальная схема центрирования суппорта и точения вала приведена на рисунок 32» [19].

«В начальный момент вершины резцов суппорта произвольно ориентированы относительно оси вала в горизонтальной плоскости, т.е. вершины резцов находятся на различных расстояниях от оси обрабатываемого вала.»[19].

«При врезании одного из резцов, как это показано на рисунке 32а, на суппорт будет оказывать влияние сила, изменяющаяся по закону

$$P \cdot \sin (\omega t + \varphi)$$

Под действием возмущающей силы и ряда факторов, участвующих в колебательном процессе системы, двухрезцовый суппорт будет совершать периодическое движение в радиальном направлении по мере соударений резцов об обрабатываемый вал.»[19].

«В момент соударения резца о вал системы с приведенной жесткостью «С» будет иметь натяг «Н» [19].

«При относительном перемещении тел, находящихся в соприкосновении друг с другом, противодействует сила трения.»[19].

Сила трения во многом зависит от скорости перемещения.

$$\bar{F}_i = \beta_i \cdot \bar{\tau}_i \quad (20)$$

где: β_1 – коэффициент пропорциональности, численно равный модулю силы сопротивления, при скорости равной единице;

τ_1 – скорость i точки.

Уравнение движения линейной упругой системы (двухрезцового суппорта) с трением на интервале между ударами об обрабатываемый вал имеет вид:

$$m\ddot{y} + C' \cdot y' + \beta' \cdot y = P \sin(\varpi t + \varphi) \quad (21)$$

или в безразмерной форме

$$\ddot{Y} + 2\beta\xi \cdot y + \xi^2 \cdot y = \xi \cdot \sin(\tau + \varphi) \quad (22)$$

Где m – приведенная масса суппорта;

$$\varpi = \frac{\pi n}{60} \text{ - частота вращения вала;}$$

$$\varpi_0 = \sqrt{\frac{C}{m}} \text{ частота собственных колебаний;}$$

$$\varpi = \frac{\pi n}{60}; \quad \tau = \varpi t; \quad y = \frac{c}{p} y'; \quad \beta = \frac{\beta'}{2m\omega_0}; \quad \xi = \frac{\omega}{\omega_0};$$

P/C – статическое смещение упругой системы.

Из теории линейных колебаний (8) известно, что общее решение уравнения (22) имеет вид при $\beta < 1$

$$y = Q \sin(\tau + \varphi + Q) + C^* e^{-\beta \xi \tau} \sin(\xi_1 \cdot \tau \cdot \varphi), \quad (23)$$

$$\text{где } Q = \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \frac{1}{\xi^2}\right)^2 + 4 \frac{\beta^2}{\xi^2}}}; \quad \xi_1 = \xi \sqrt{1 - \beta^2}; \quad \text{tg} Q = \frac{2\beta\xi}{1 - \xi^2}$$

где: C^* - постоянная интегрирования.

Угол Θ определяет фазовый сдвиг решения линейной системы относительного возбуждения и удовлетворяет условию $-\pi \leq \theta \leq 0$

Граничные условия движения системы на интервале от удара о левый до удара о правый ограничитель будут:

$$Y = -G; Y = V \quad \text{при } \tau = 0$$

$$Y = +G; Y = V \quad \text{при } \tau = \pi l_k \quad (24)$$

$$\text{где: } G = H \frac{C}{P}$$

l – величина кратности режима соударений, т.е. число ударов за период.

Теперь используя уравнения (22, 23) и условие симметрии, последовательно определяем неизвестные ψ, C^*, φ

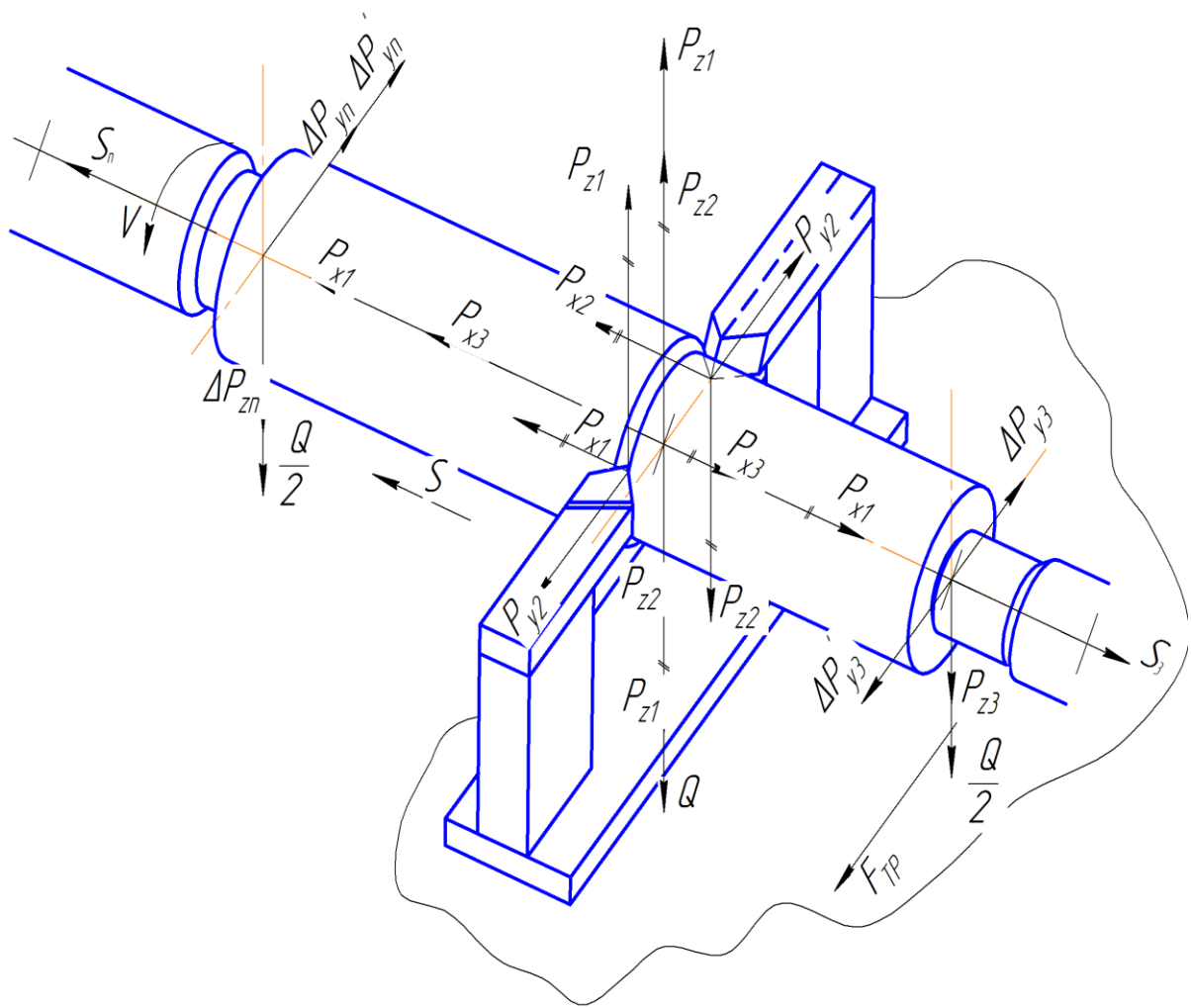


Рисунок 31 - Схема действия сил на обрабатываемый вал при двухрезцовой обработке

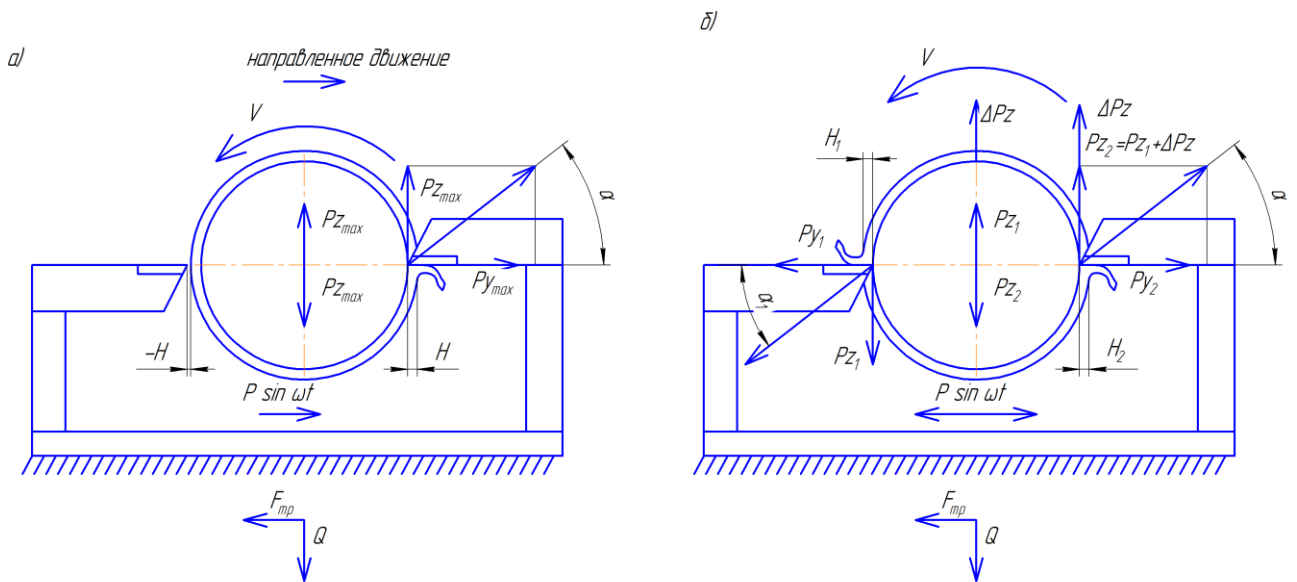


Рисунок 32 - схема действия сил на самоцентрирующийся суппорт в моменты:

- а) – врезание заднего резца,
- б) – центрирования.

Находим:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{z \cdot \sin \pi \cdot l_n \cdot \varepsilon_1}{1 + z \cdot \cos \pi \cdot l_n \cdot \varepsilon_1} \quad (25)$$

где: $z = e^{-\pi n \beta \varepsilon l}$

Затем из уравнения удара $V=HR$, где уже учтено условие симметрии, имеем:

$$C = \frac{(1 + R) \cdot Q \cdot \cos(\varphi + \theta)}{\beta \varepsilon [\sin \varphi + R_z \sin(\varphi + \pi l_n \varepsilon_1)] - \varepsilon_1 [\cos \varphi - R_z \cos(\varphi + \pi l_n \varepsilon_1)]} \quad (26)$$

Приравниваем путь, проходимый суппортом, т.е. расстояние между валом и резцом, и после преобразований получим фазовое уравнение

$$\sin(\varphi+\theta) + \varepsilon \cdot \cos(\varphi+\theta) = -G/Q \quad (27)$$

где:

$$\varepsilon = \frac{(1+R)z \cdot \sin \pi l_n \varepsilon_1}{\varepsilon_1(1-R_z^2) + \beta \varepsilon_z(1+R) \sin \pi l_n \varepsilon_1 + \varepsilon_1 z(1-R) \cos \pi l_n \varepsilon_1} \quad (28)$$

Из уравнения (3.8) следует:

$$\sin(\varphi_{1,2} + \theta) = \frac{-G \pm \varepsilon \sqrt{a^2(\varepsilon^2 + 1) - G^2}}{Q(\varepsilon^2 + 1)} \quad (29)$$

Условия существования периодических режимов движения имеют вид

$$0 < G \leq Q \sqrt{1 + \varepsilon^2}; \quad V \geq 0 \quad (30)$$

Из уравнений находим:

$$V_{1,2} = - \frac{R \varepsilon_1 (1 + z + 2z \cdot \cos \pi l_n \varepsilon_1) \cdot \cos(\varphi + \theta)}{\varepsilon_1(1-R_z^2) + \beta \varepsilon(1+R) \sin \pi \varepsilon_1 + \varepsilon_1(1-R) \cos \pi \varepsilon_1} \quad (31)$$

Если $\beta = 0$, т.е. трение отсутствует

$$\varepsilon_l = \varepsilon; \quad z = 1; \quad Q = \frac{\varepsilon^2}{|1 - \varepsilon^2|}; \quad \theta = \pi \begin{cases} \text{при } \varepsilon < 1; \\ \\ \end{cases}$$

$$0 \text{ при } \varepsilon > 1;$$

$$\sin \varphi + \varepsilon \cdot \cos \varphi = G \frac{1 - \varepsilon^2}{\varepsilon^2}; \quad \varepsilon = \frac{1+R}{1-R} \cdot \frac{\operatorname{tg} \psi}{\varepsilon}$$

$$\psi = \frac{1}{2} \pi (2S - l_n \varepsilon)$$

где:

S – величина однозначная, определяемой из условия существования $V \geq 0$, как целое число, для которого

$$2S - 1 < l_n \varepsilon < 2S + 1$$

«Проведенный анализ колебательного процесса системы в случае, когда двухрезцовый суппорт может свободно перемещаться в радиальном направлении показал, что при отсутствии трения система будет колебаться в фазе с возмущающей силой. Такие колебательные движения суппорта копируют погрешности заготовки и во многом будут зависеть от коэффициента динамичности Q (рисунок 33).» [19].

«С целью обеспечения высокого качества чистовой обработки валов малой жесткости необходимо, чтобы значение y уравнения (31) бесконечно близко стремилось к нулю, т.е.» [10].

$$Q \sin(\tau + \varphi + \theta) \leq C * e^{-\beta \varepsilon \tau} \cdot \sin(\varepsilon_1 \cdot \tau + \psi)$$

«Как видно, степень подвижности суппорта в радиальном направлении не дает возможным сохранить постоянство y по мере перемещения резцов вдоль обрабатываемой детали. Высокое качество обработки может быть достигнуто в случае $y_{min} \rightarrow 0$ и жесткого фиксирования этой величины по длине обрабатываемого вала.» [19].

«Фиксировать y_{min} можно путем жесткого крепления суппорта после его центрирования, т.е. после обеспечения y_{min} » [19].

«Наличие y_{min} обуславливает наименьшую разность натяга узлов переднего и заднего резца и тем самым порождает наименьшую разность радиальных сил резания.» [19].

«Анализ проведенных исследований показал, что обеспечить $y_{min} = 0$ невозможно, ввиду влияния множества факторов на точность центрирования суппорта.» [19].

«Следует отметить, что на точности центрирования суппорта в первую очередь сказывается частота собственных и вынужденных колебаний, а также сила трения контакта подвижного и неподвижного суппорта.»[19].

3.2 Расчет колебаний системы при двухрезцовой обработке валов малой жесткости при жестко закрепленном суппорте

Известно, что с повышением скорости вращения заготовки глубина резания колеблется, свидетельствуя о том, что контакт резца с заготовкой нарушается. Это наблюдается даже при увеличении глубины резания, с целью увеличения прижатия резца к заготовке.

Источником колебаний резца являются технологические погрешности обрабатываемой заготовки, в результате которых ее поверхность имеет сложную конфигурацию, вызывающую большие ускорения резца.

Для определения влияния различных факторов двухрезцового точения нежестких валов на качество обработки проанализируем динамическую модель двухрезцового суппорта (рисунок 34).

Будем считать, что неровности заготовки имеют гармонический характер и что в процессе резания она вращается с постоянной скоростью, вес заготовки незначительный.

Вначале рассмотрим случай возникновения «разрыва», когда имеет место нарушение контакта между резцом и заготовкой. Условие

возникновения разрыва определим, вычислив величину начального отклонения U_n , при котором сила контакта R_y обеих частей системы периодически обращается в нуль. Для этого запишем уравнение движения переднего резца в следующем виде:

$$m_1 y_1' + C_1(y_0' + y_1') = R_y \quad (32)$$

где: y_0' - координата, характеризующая положение статистического равновесия;

y_1' -координата, характеризующая положение резца в любой момент времени.

y_0' определяется из условия:

$$d\Pi/dy' = 0$$

где: Π – потенциальная энергия системы.

$$\Pi = \frac{C_1 y'^2}{2} + \frac{C_2 (y' + H)^2}{2} \quad (33)$$

Дифференцируя выражение (3.14), находим

$$y_0' = H/(1 + \nu) \quad (34)$$

$$y_1' = y_n \cdot \sin(k_0 t + \varphi_n) \quad (35)$$

где: $\nu = C_1/C_2$ – отношение жесткости переднего – заднего резцедержателя;

$$K_0 = \frac{C_1 + C_2}{m_1 + m_2} \text{ - частота собственных колебаний системы;}$$

$$y_n = \sqrt{y_n'^2 + \left(\frac{y_n'}{K_0}\right)^2}; \operatorname{tg} \psi_n = \frac{y_n' \cdot K_0}{y_n'}; H = \frac{P_y (C_1 + C_2)}{C_1 \cdot C_2},$$

где: y_n' ; y_n' - параметры начального возбуждения.

Подставив в уравнение (3.13) величины y_0' , y_1' ; y_1' и приняв $R_y=0$, получим

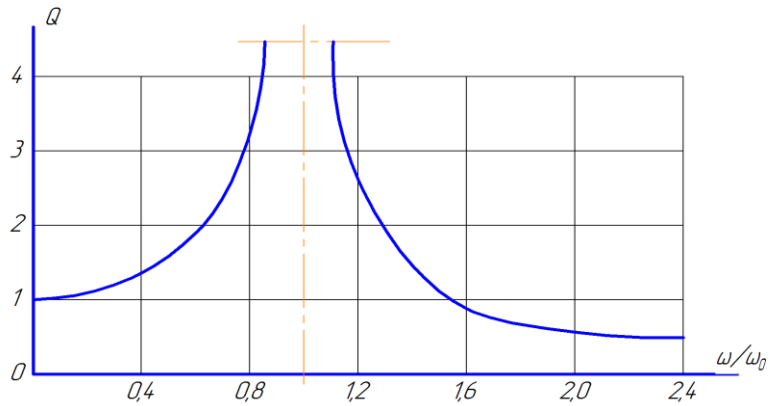


Рисунок 33 - Зависимость динамического коэффициента Q от отношения частот ω/ω_0 при $\beta=0$

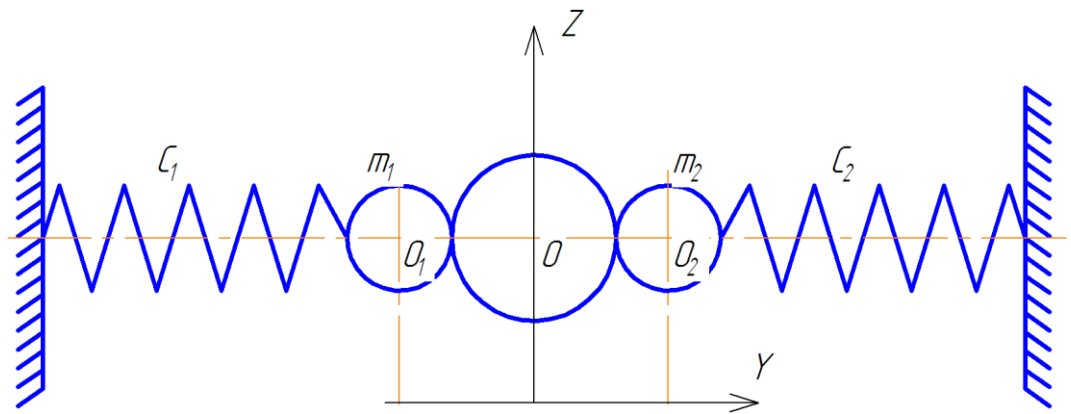


Рисунок 34 - Динамическая модель двухрезцового суппорта

$$(C_1 - m_1 k_0^2) \cdot y_n \cdot \sin(k_0 t + \psi_n) = \frac{C_1 H}{1 + \nu} \quad (36)$$

Произведем математическое преобразование, получим:

$$\sin(k_0 t + \psi_n) = \frac{H}{y_n (1 + \nu) \left[1 - \left(\frac{k_0}{k_1}\right)^2\right]} \quad (37)$$

Так как $[\sin(k_0 t + \psi_n)] \leq 1$, то:

$$y_n = \frac{H}{(1 + \nu) \left[1 - \left(\frac{k_0}{k_1}\right)^2\right]} \quad (38)$$

Приняв без большой погрешности, что $y_n = a$, а также учитываем, что:

$$H = \frac{P_y (C_1 + C_2)}{C_1 \cdot C_2}; \beta = \frac{m_1}{m_2}; \left(\frac{K_0}{K_1}\right)^2 = \frac{\beta(1 + \nu)}{\nu(1 + \beta)},$$

получим условия разрыва, если некруглость детали выражена следующей зависимостью:

$$a \geq \frac{P_y (m_2 + m_1)}{C_1 m_2 - C_2 m_1} \quad (39)$$

где: a – некруглость заготовки.

Анализ уравнения (39) показывает, что разрыва колебательной системы не будет при условии $\frac{C_1}{m_1} = \frac{C_2}{m_2}$. Конструктивно такое условие может быть достигнуто равенством $C_1 = C_2$ путем изменения вылета резцов или установкой на текстолитовых или прочих упругих прокладках.

Предположим, что в результате вибраций установилось периодическое движение, сопровождающееся соударениями обоих резцов с обрабатываемым валом, с частотой равной или кратной частоте вибрации. Диссипатию энергии при соударениях учитываем, считая, что коэффициент восстановления при ударе может принимать любые значения, $0 < R < 1$.

Уравнения, описывающие движение резцов в интервале между соударениями от гармонического колебания припуска заготовки, имеет вид:

$$y_1' + K_1^2 y_1' = \frac{Hk_1^2}{1+\nu} + a\omega^2 \sin(\omega t + \varphi)$$

$$y_2' + K_2^2 y_2' = \frac{H\nu}{1+\nu} \cdot k_2^2 - a\omega^2 \sin(\omega t + \varphi) \quad (40)$$

где: $K_1^2 = \frac{C_1}{m_1}; K_2^2 = \frac{C_2}{m_2}$

$H=H_1+H_2$ – сумма натяга первого и второго резцедержателя;

$\omega = 2n \omega_1$ – частота колебаний припуска;

n – число выступов поперечного сечения заготовки;

ω_1 - частота вращения заготовки.

Начало отсчета перемещений совмещаем с положением статистического равновесия системы.

Для упрощения решения уравнения (31) перейдем к безразмерным величинам, для чего введем следующие обозначения:

$$y_1 = y_1' / a ; y_2 = y_2' / a ; G = H / a ; \tau = \omega t ; \varepsilon_1 = K_1 / \omega ; \varepsilon_2 = K_2 / \omega ;$$

Следовательно:

$$y_i' = \frac{d^2 y_i'}{dt^2} = a \frac{dy_i}{dt^2} = a \frac{d}{dt} \left(\frac{dy_i}{d\tau} \cdot \frac{d\tau}{dt} \right) = a\omega^2 y_i \quad (41)$$

Решение уравнений движения резцов в безразмерной форме примут вид

$$y_1 = \frac{G}{1+\nu} + \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} \cdot \sin(\tau + \varphi) + C_1^* \cdot \sin(\varepsilon_1 \cdot \tau + \varphi_1)$$

$$y_2 = \frac{G \cdot \nu}{1+\nu} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \cdot \sin(\tau + \varphi) + C_2^* \cdot \sin(\varepsilon_2 \cdot \tau + \varphi_2) \quad (42)$$

Интересующие нас периодические режимы удовлетворяют следующим граничным условиям

$$y_1 = y_2 = y_c; y_1 = v_1; y_2 = v_2 \quad \text{при } \tau = 0;$$

$$y_1 = y_2 = y_c; y_1 = I_1; y_2 = I_2 \quad \text{при } \tau = 2\pi l; \quad (43)$$

где: l – коэффициент кратности режима (отношение длины интервала без ударного движения к периоду колебания);

y_c – координата соударений;

$v_1; v_2; I_1; I_2$ - скорости обоих резцов системы соответственно до и после соударения.

Неизвестные постоянные интегрирования ψ_1, ψ_2 , определим из граничных условий

$$Y_1(0) = Y_1(2\pi l); Y_2(0) = Y_2(2\pi l); \quad (44)$$

Подставляя в эти соотношения законы движения, найдем:

$$\psi_1 = \pi(S_1 + \frac{1}{2} - l \varepsilon_1)$$

$$\psi_2 = \pi(S_2 + \frac{1}{2} - l \varepsilon_2) \quad (45)$$

где: $S_1; S_2$ - целые числа, находятся из условия положительности импульса, передаваемого массе m_1 , при соударении, так что

$$S_1 < l \varepsilon_1 < S_1 + 1, S_2 < l \varepsilon_2 < S_2 + 1, \quad (46)$$

Для определения величин C_1^* и C_2^* , используем уравнения удара, которые с учетом граничных условий имеют вид:

$$v_1 = \frac{\beta_1 - R_1}{1 + \beta} \cdot I_1 + \frac{1 + R_1}{1 + \beta} \cdot I_2$$

$$v_2 = \beta \frac{\beta_1 + R_1}{1 + \beta} \cdot I_1 + \frac{1 - \beta R_1}{1 + \beta} \cdot I_1 \quad (47)$$

Подставляя в уравнение (38) выражения для величин скоростей, полученные из законов движения и, решая систему двух линейных уравнений относительно C_1^* и C_2^* , найдем:

$$C_1^* = \left(\frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \right) \cdot \frac{1 + R_1}{1 - R_1} \cdot \frac{1}{1 + \beta} \cdot \frac{\cos \varphi_1}{\varepsilon_1 \cdot \cos \varphi_1}$$

$$C_2^* = \left(\frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \right) \cdot \frac{1 + R_1}{1 - R_1} \cdot \frac{1}{1 + \beta} \cdot \frac{\cos \varphi_1}{\varepsilon_2 \cdot \cos \varphi_2} \quad (48)$$

Определим фазу φ_1 . Из граничных условий получаем уравнение согласования движения обеих масс:

$$y_1(0) = y_2(0) \quad (49)$$

С учетом законов движения при $\tau = 0$ получаем фазовое уравнение

$$\sin \varphi_1 + v \cdot \cos \varphi_1 = B \quad (50)$$

Приняв, что:

$$v = -\frac{1 + R_1}{1 - R_1} \cdot \frac{\beta}{1 + \beta} \cdot \alpha_1; v = G \frac{(\varepsilon_1^2 - 1)(\varepsilon_2^2 - 1)}{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 - 2}$$

$$\alpha_1 = \frac{1}{\beta \varepsilon_1} \cdot \text{ctg } \pi \varepsilon_1 + 1/2 \text{ctg } \pi \varepsilon_2 \quad (51)$$

Максимальные перемещения переднего и заднего резца определяются из соотношения (34) и фазового уравнения (38) при $l = 1$.

$$\delta_1 = \frac{G}{1+\nu} + \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} - \frac{1}{1-\beta} \cdot \frac{1+R_1}{1-R_1} \left(\frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \right) \cdot \frac{\cos \varphi_1}{\varepsilon_1 \cdot \cos \varphi_1}$$

$$\delta_2 = \frac{G}{1+\nu} - \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} - \frac{1}{1+\beta} \cdot \frac{1+R_1}{1-R_1} \left(\frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \right) \cdot \frac{\cos \varphi_1}{\varepsilon_2 \cdot \cos \varphi_2} \quad (52)$$

При виброударном режиме движения положение динамического равновесия, устанавливающееся под воздействием вибраций, не совпадает с положением статического равновесия, определяемого величиной натяга. Под положением динамического равновесия понимается среднеинтегральное значение координаты y , измеренное в установившемся виброударном режиме:

$$y'_{\text{дин.и.}} = \frac{1}{T} \int_0^T y'_i(t) dt \quad (53)$$

Смещение переднего и заднего резца по отношению к положению статического равновесия определяется разностью:

$$\varepsilon'_i = y'_{\text{дин.и.}} - y'_c \quad (54)$$

Имея в виду, что начало отсчета совмещено с положением статического равновесия, получим в безразмерной форме:

$$\varepsilon_i = \frac{1}{2\pi d} \int_0^{2\pi} y_i(\tau) d\tau, \varepsilon_i = \frac{\varepsilon}{d} \quad (55)$$

Используя законы движения с учетом (32, 34), динамическое смещение переднего и заднего резца можно выразить в следующем виде:

$$\varepsilon_1 = \frac{G}{1+\nu} - \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} \cdot \frac{\cos(2\pi l + \varphi_1)}{2\pi l} + \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} \cdot \frac{\cos \varphi_1}{2\pi l} - \frac{C_1}{2\pi l \varepsilon_1} [\cos(\varepsilon_1 2\pi l + \varphi_1) + \cos \varphi_1]$$

$$\varepsilon_2 = \frac{G\nu}{1+\nu} - \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \cdot \frac{\cos \varphi_1}{2\pi l} - \frac{C_2}{2\pi l} [\cos(\varepsilon_2 2\pi l + \varphi_2) - \cos \varphi_2] \quad (56)$$

Выражения максимальных перемещений и динамических смещений переднего и заднего резца позволит получить уравнение перемещений резцов относительно их положения динамического равновесия. Однако, наибольший интерес представляет суммарная величина этих перемещений, которая сказывается на форме поперечного сечения и шероховатости поверхности детали. Суммарная величина перемещений резцов определяется, как разность между максимальными перемещениями и смещениями относительно положения статического равновесия

$$\delta_n + \delta_3 = (\delta_1 + \delta_2) - (\varepsilon_1 - \varepsilon_2) \quad (57)$$

Перемещения $(\delta_n + \delta_3)$, вызванные некруглостью заготовки, при условии, если $l=1$ и отброшены сравнительно малые величины:

$$\delta_n + \delta_3 = -\frac{1}{1+\beta} \cdot \frac{1+R_1}{1-R_1} \left(\frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \right) \left(\frac{1}{\varepsilon_1 \cdot \cos \varphi_1} + \frac{\beta}{\varepsilon_2 \cdot \cos \varphi_2} \right) \cdot \cos \varphi_1 \quad (58)$$

Проведенный анализ колебательного процесса в случае жесткого крепления суппорта показал, что на величину перемещений переднего и заднего резцедержателя оказывают влияния динамический $\left(\frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \right)$ и коэффициент восстановления скорости при ударе (R).

Влияние коэффициента R на величину перемещений системы представлено на рисунке 35.

Из графика видно, что с увеличением R увеличиваются и перемещения системы a , следовательно, увеличивается шероховатость обработанной поверхности и неточности формы вала.

Уменьшить влияние этого фактора можно путем установки резца на прокладках с высокой вязкостью (медные, текстолитовые) или созданием определенного предварительного натяга в оправке резца.

Влияние динамического коэффициента представлено графиком на рисунке 36, из графика видно, что точение нежестких валов с отношением K/ω в пределах $0,6 \div 2$ нежелательно, т.е. в этих пределах система имеет минимум жесткости.

Проведенные исследования показывают, что жесткое крепление суппорта дает возможность получить стабильность формы и размеров при точении нежестких валов. Обеспечение высокого качества обработки валов малой жесткости по данным литературного анализа будет зависеть от многих факторов, влияние которых необходимо исследовать.

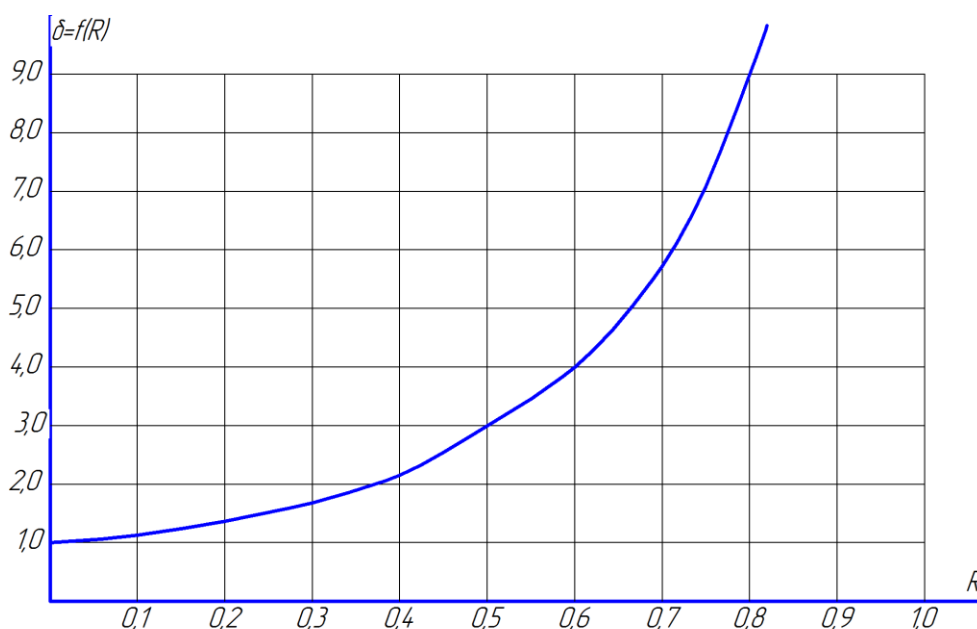


Рисунок 35 - Влияние коэффициента восстановления скорости на величину перемещений системы

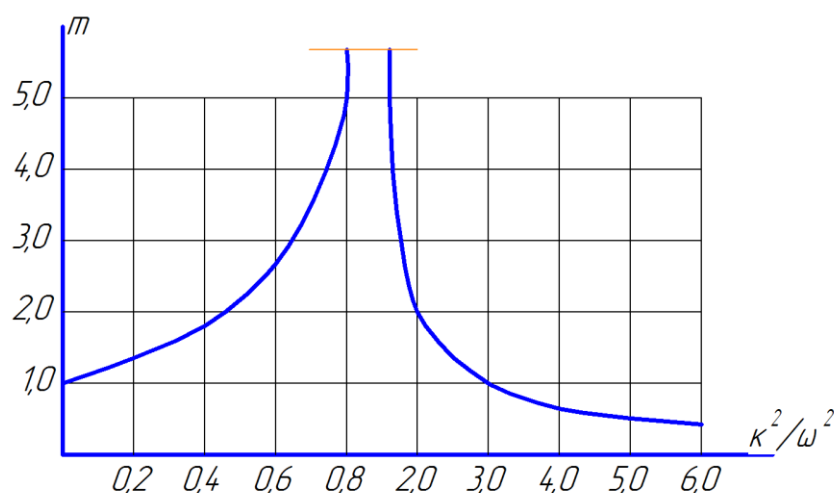


Рисунок 36 - Зависимость динамического коэффициента m от отношения K^2/ω^2

3.3 Анализ погрешности формы при точении нежестких валов двухрезцовым суппортом

При точении валов малой жесткости ($\kappa=l/d=25$) имеет место случай переменных вращающихся масс и изменение координат центра тяжести заготовки, вызванная повышенной деформацией системы СПИД.

В расчете колебательной системы для случая с жестким креплением суппорта, влияние собственного веса не учитывали.

Однако рассмотрим влияние стрелы прогиба вала от собственного его веса с учетом деформаций от технологических факторов двухрезцовой обработки на погрешности формы.

Так, у токарного станка мод. 1А616 в статическом состоянии под действием внешних сил происходит поворот шпинделя относительно неподвижной точки, расположенной на расстоянии 180÷200 мм от заднего

торца шпинделя (определялось экспериментальным путем). Уже это доказывает, что вращающийся шпиндель имеет три степени свободы.

Таким образом, при холостом вращении шпинделя может иметь место как регулярная (установившаяся), так и псевдо регулярная (неустановившаяся) прецессия под влиянием момента от сил тяжести вращающихся масс (шпиндель – деталь – задний центр) несоосности станка и дефектов подшипников шпинделя [11].

Рассмотрим влияние прецессии, вызываемой за счет первоначального оси обрабатываемого вала под действием собственного веса (рисунок 7). Поскольку в теории для двухрезцовой обработки этот процесс не описан, составим упрощенную модель.

При составлении математической модели, определяющей погрешность формы действием собственного веса, введем ряд допущений.

Силы резания P_{y1} и P_{y2} являются линейными функциями глубины резания, т.е.:

$$P_{y1} = \lambda t_1 u \quad P_{y2} = \lambda t_2$$

Статистический прогиб от собственного веса вала определяется выражением /84/:

$$\delta_z = \frac{q}{24EJ} (l^3 x + x^4 - 2lx^3) \quad (59)$$

По данным расчетов и рекомендаций величина (δ_z) статического прогиба не превышает значения глубины резания (t).

Максимальное значение δ_z при $x=l/2$ равно $\delta_{max} = \frac{5ql^4}{36EJ}$.

Будем считать, что прогиб происходит от некоторой массы, приведенной к сечению x , в котором происходит резание материала.

Если принять вес вала $Q = ql$, то приведенная масса будет равна $m = kQ$, где k – коэффициент приведенной массы, который мы определяем из следующих соображений.

Предположим, что имеем невесомый вал с жесткостью на изгиб эквивалентный жесткости нашего реального весомого вала.

Тогда приведенная масса, помещенная в рассматриваемое сечение, должна вызвать точно такой же прогиб, что и действие распределенного собственного веса по всей длине вала.

Иными словами:

$$\delta_z(kQ) = \delta_z = \frac{q}{24EJ} (x^4 - 2x^3l + xl^3) \quad (60)$$

где:

$$\delta_z(kQ) = \frac{kQl^2}{6EJ} \left[\frac{l-x}{l} - \left(\frac{l-x}{l} \right)^3 \right] x - \frac{kQ(l-x)}{l} \cdot \frac{x^3}{6EJ};$$

т.е. приведенная масса вызывает такой же прогиб в рассматриваемом сечении, что и реальная распределенная нагрузка.

При положении $x = l/2$; $k = 5/8$

и $m = 5/8 \cdot Q/g$

Будем считать, что центробежная сила, возникающая в результате смещения центра тяжести сечения относительно оси вращения, является результатом вращения приведенной массы с переменным эксцентриситетом и определяется следующим образом /44/:

$$P_u = m \cdot \omega^2 \cdot \rho = \frac{kQ}{g} \cdot \omega^2 \rho \quad (61)$$

где ω - угловая частота возмущающей силы;

ρ - переменный радиус – расстояние от оси вращения до центра тяжести сечения.

При этом угловая частота возмущающей силы не должна быть близкой к частоте собственных колебаний вала, которая определяется выражением /84/:

$$\omega_0^2 = \frac{100EJg}{ql^4} \quad (62)$$

Приведенной жесткостью вала на изгиб к данному сечению будем считать величину:

$$C = I / \delta_l \quad (63)$$

где: δ_l – прогиб вала от единичной нагрузки, приложенной в данном сечении.

$$\text{При } x=l/2; \delta_l = \frac{1 \cdot l^3}{48EJ} \text{ и } C = \frac{48EJ}{l^3}$$

При произвольном значении « x »:

$$\delta_l = \frac{l^2}{6EJ} \left[\frac{l-x}{l} - \left(\frac{l-x}{l} \right)^3 \right] x - \frac{(l-x)}{l} \cdot \frac{x^3}{6EJ} \quad (64)$$

Эти допущения упрощают математические выкладки и, как показывают проверочные эксперименты, достаточно хорошо согласуются с числовыми характеристиками.

Составление математической модели может быть осуществлено после соответствующего анализа.

Рассмотрим равновесие всех сил, действующих в исследуемом сечении в некоторый момент (рисунок 37б).

На основании анализа следует отметить, что центробежная сила во много раз меньше разности тангенциальных сил резания (как частный случай

резания задачи), тогда нежесткий вал в процессе точения будет прецессировать относительно собственной оси, а возмущающая сила будет меняться по закону:

$$P_{в.з.} = P_y \cdot \cos \omega t \quad (65)$$

Составим уравнение равновесия системы:

$$P_y \cdot \cos \omega t - P_{y2} + P_{y1} - CY = 0$$

$$kQ + P_y \cdot \cos \omega t - \frac{2\lambda Y}{0,4} - Cz = 0 \quad (66)$$

На основании введенных допущений уравнений (46) можно записать в следующем виде:

$$y = \frac{P_y \cdot \sin \omega t}{(C + 2\lambda)} \quad (67)$$

После преобразования уравнений (67) получим:

$$y = \frac{P_y \cdot \sin \omega t}{(C + 2\lambda)} \quad (68)$$

$$zf(kQ + P_y \cdot \cos \omega t) - \frac{5P_y \cdot \lambda \cdot \sin \omega t}{C + 2\lambda} \quad (69)$$

$$\rho = f(\omega t) = \sqrt{z^2 + y^2} \quad (70)$$

На основании полученных выражений проведено исследование методом «Монте-Карло».

Нами были приняты исходные данные в виде средних значений:

$$J_{\min} = \frac{\pi d^4}{64} = 0,785 \text{ см}^4$$

$$\delta_{\max} = \frac{5ql^4}{384EJ} = 13 \text{ мкм}$$

$$\delta = \frac{Pl^3}{48EJ} = 16,6 \text{ мкм}$$

$$C = \frac{48EJ}{l^3} = 60,288 \text{ Н / мм}$$

В первом приближении погрешность формы под действием собственного веса вала во многом будет зависеть от $\bar{\lambda}$.

Пусть $\bar{\lambda} = 0,11 \text{ Н/мм}$

Среднее квадратичное отклонение σ_2 будет:

$$\sigma_2 = \frac{\lambda_{\max} - \lambda_{\min}}{6} = \frac{0,018}{6} = 0,003 \text{ Н / мм} \quad (71)$$

Тогда можно предполагать, что распределение действительных размеров подчиняется закону нормального распределения, откуда любое случайное значение может быть смоделировано по следующему выражению:

$$\lambda = \bar{\lambda} - \sigma_2 \left(\sum_{i=1}^{12} d_i - 6 \right) \quad (72)$$

$$d_1 = 0,0836; d_2 = 0,0859; d_3 = 0,0917,$$

где: d_1, d_2, d_3 - жесткость резец-деталь.

Наибольшая координата прецессирования оси обрабатываемого вала под действием собственного веса в горизонтальном направлении составляет 2,65 мкм. При этом погрешность обработки в поперечном сечении вала составит 5,3 мкм.

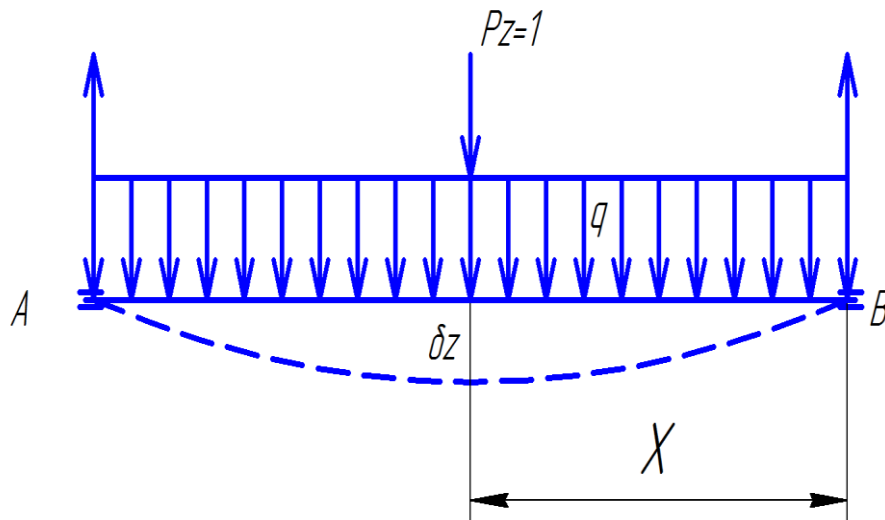


Рисунок 37а - Схема положения упругой линии под действием собственного веса вала

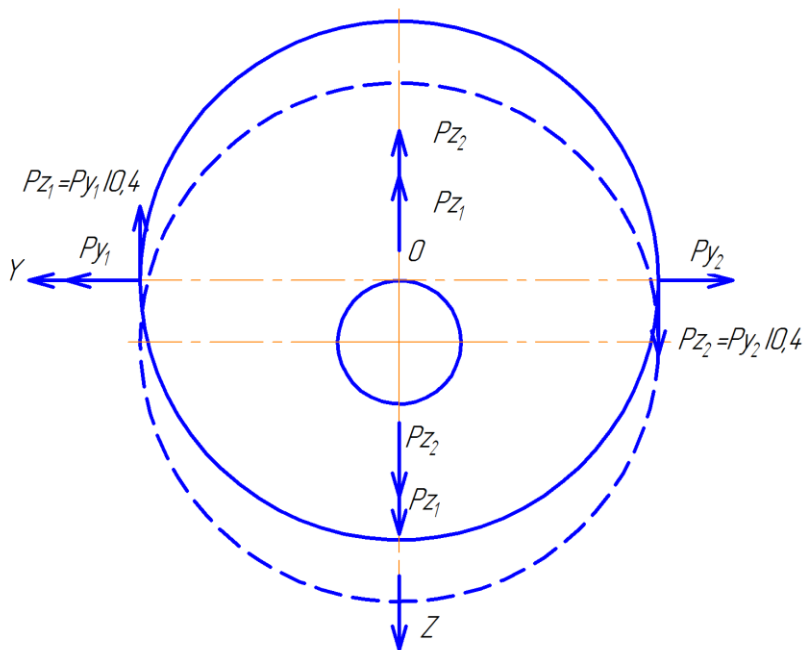


Рисунок 37б - Схема расположения оси вала по отношению к вершинам резцов

Анализ решенных задач показывает, что сила тяжести нежесткого вала, ввиду его малости, существенной прецессии не вызывает. Однако всякое вращение характеризуется моментом количества движения, который

изменится в момент врезания инструмента во вращающуюся деталь. При этом происходит вторичный импульс относительно оси вращения, который под действием разности радиальных, тангенциальных и осевых сил резания приводит к дополнительным пространственным смещениям оси и вектора кинетического момента.

При такой постановке вопроса возможны два вида прецессирования оси: угловая и круговая.

Угловая скорость выразится (11):

$$\omega_n = M_{np.} / C\omega \quad (73)$$

вытекающей из соотношения:

$$M_r + M_{np.} = 0, \quad (74)$$

где: M_r - гироскопический момент, появляющийся при возникновении прецессии / 30 /:

$$M_r = \omega \cdot \omega_n \cdot \sin\theta \cdot C \quad (75)$$

$$M_{np.} = \Delta P_x \cdot l_n \cdot \sin\theta \quad (76)$$

где: l_n – расстояние от точки приложения разности осевых сил (ΔP_x) до точки поворота шпинделя, мм;

$M_{np.}$ - угловой момент, Н.мм;

C – осевой момент инерции вращающегося шпинделя с заготовкой, н, мм, сек²

ω - угловая скорость вращения шпинделя, рад/с;

θ - угол прецессии, рад.

Значит, с одновременной прецессией оси шпинделя происходит собственное вращение шпинделя с заготовкой вокруг прецессирующей оси, при этом скорости не равны, что вызывает искажение формы поперечного сечения детали.

Таким образом, форма поперечного сечения вала за один оборот имеет вид спирали с начальным радиусом r_n , конечным r_k и выражается уравнением

$$r_k = r_n + \frac{r_0 \cdot \sin \varphi}{2\pi} \quad (77)$$

где: φ - угловой поворот прецессирующей оси за полный оборот заготовки, рад.;

r_0 – амплитуда прецессирующей оси.

Величина погрешности формы, а поперечном сечении зависит и от амплитуды прецессии (которая изменяется в процессе обработки по длине вала), обуславливающей погрешность обработки в продольном направлении, т.е. конусность, волнистость. Двухрезцовая обработка валов малой жесткости при точении с равными силами резания (рисунок 31) исключает существенное перемещение оси в горизонтальной плоскости ($r_0=0$). В вертикальной плоскости под действием $\Delta P_z = P_{z2} - P_{z1}$ произойдет смещение оси вала вниз на величину

$r_z \neq 0$ и под действием тяжести на r_c .

Откуда общее перемещение оси (амплитуды прецессии) составит:

$$r_0 = r_z \cdot r_c \quad (78)$$

Угловая скорость прецессии при $\Delta P_x = /P_{x1} - P_{x2}/ \rightarrow 0$ будет стремиться к нулю ($\omega_n \rightarrow 0$).

В результате анализа расчетно-теоретических данных следует отметить, что отклонение формы поперечного сечения вала и волнистость в продольном направлении при точении двухрезцовым суппортом будут незначительны.

При условии настройки суппорта от переднего резца, разность тангенциальных сил резания будет направлена вверх. Тогда перемещение оси определится по формуле: $r_0 = r_z \cdot r_c$

Если $r_z = r_G$ то прецессии не должно быть.

Результаты математического моделирования показали, что при точении нежестких валов ($d = 20 \text{ мм}; l = 500 \text{ мм}$) на станке с жестким креплением двухрезцового суппорта после его центрирования, погрешность формы не превышает 5,3 мкм, в случае, если разность радиальных сил резания не более 20Н.

Следует отметить и такой фактор, что с уменьшением разности радиальных сил уменьшается разность тангенциальных сил резания, противоположно расположенных резцов. Существенное уменьшение разности тангенциальных сил резания, ведет к увеличению амплитуды колебаний в вертикальной плоскости, что может привести к возникновению вибрации.

Для исключения возможности возникновения вибраций при:

$\Delta P_y = 0; C_1 = C_2$ необходимо один из резцов устанавливать выше оси обрабатываемого вала.

Проведенные исследования (3.1, 3.2, 3.3) позволили создать универсальный двухрезцовый суппорт (рисунок 21).

Конструкция, предложенная автором, в момент настройки работает как плавающий блок, затем суппорт жестко крепится. При таком сочетании способов может быть достигнуто высокое качество обработки валов малой жесткости.

Предложенный метод двухрезцовой обработки не лишен ряда недостатков и дает в результате работы определенные погрешности как по форме, так и размерам детали.

Рассмотрим основные факторы, влияющие на качество изготовления валов малой жесткости при двухрезцовой обработке.

3.4 Технологическая схема настройки системы к обеспечению минимума разности натягов переднего–заднего резцедержателей в момент центрирования суппорта

Как показали исследования и практика, для более точной самоустановки суппорта, резцы выставляются в одной плоскости, перпендикулярной оси вращения (по одной линии резания), что является необходимым условием при точении ступенчатых нежестких валов.

При высокой точности центрирования, между радиальными силами резания устанавливается зависимость [18]

$$P_{y1} = P_{y2} \pm \Delta P_y \quad (79)$$

где: P_{y1} ; P_{y2} - радиальные силы резания переднего и заднего резцов;

$\Delta P_y = |\Delta P_1 - P_2|$ - разность радиальных сил резания, обусловленная разностью натягов узлов двухрезцового суппорта.

Знак (\pm) перед ΔP_y будет зависеть от того, какой резец первым врезается при самонастройке суппорта.

Если резец переднего суппорта врезается первым, то ставится знак плюс, если первым врезается резец заднего суппорта, то перед ΔP_y ставится знак минус.

Для упрощения дальнейших рассуждений, повышения точности настройки (с целью уменьшения ΔP_y), резец заднего суппорта будет врезаться первым (рисунок 32а).

Следовательно, этот резец в момент врезания будет воспринимать большие силы резания: $P_{z,max}$; $P_{y,max}$; $P_{x,max}$ которые вызовут движение плавающей каретки. Действие $P_{z,max}$ направлено вверх, т.е. в

противоположную сторону действия собственного веса суппорта Q . При этом, действие собственного веса самоцентрирующего суппорта частично компенсируется $P_{z,max}$, которая приподнимает плавающую каретку, дает возможность $P_{y,max}$ силе сдвинуть каретку и, тем самым, обеспечивает высокую точность центрирования (рисунок 32б).

При врезании переднего резца наблюдается суммирование сил ($P_{z,max} + Q$). При этом создаются неблагоприятные условия для центрирования суппорта из-за возникновения большой силы трения. В данном случае, в течение определенного времени, будет работать только один резец. Отсюда, настройку суппорта необходимо осуществлять от заднего резца.

Статическая сила трения от собственного веса суппорта будет

$$F_{тр.} = \mu \cdot Q$$

Динамическое трение $F_{тр.д.}$ самоцентрирующего суппорта пропорционально силе давления $N = Q \pm P_{z,max}$ между подвижной и неподвижной каретками.

$$F_{тр.д.} = f_{тр.д.} \cdot N \quad (80)$$

где: $f_{тр.д.}$ - коэффициент трения в динамике.

Исследования этого вопроса позволят иметь представления о процессе центрирования суппорта, а так же выявить наиболее существенные факторы, посредством которых мы сможем добиться высокой точности центрирования суппорта в момент его настройки.

Отсутствие обоснованной методики расчета силы трения в динамике в условиях микроколебаний при точении двумя резцами приводит к известной неопределенности расчетных данных и рекомендаций.

Если допустить, что радиальная сила резания является движущей, постоянной величиной, а тангенциальная сила резания и микроколебания системы, облегчающие процесс самоустановки суппорта, то для эффективной силы трения получим зависимость:

$$\Delta P_y = f(F_{mp.d.}) ; F_{mp.d.} = f_{mp.d.} \cdot N \quad (81)$$

где $f_{mp.d.}$ – динамический коэффициент трения, который определяется экспериментальным путем и во многом зависит от качества контактирующих поверхностей, скорости перемещения тела, вида смазки, геометрии режущего инструмента и режимов резания и т.д.

На динамический коэффициент трения $f_{mp.d.}$ существенное влияние оказывают колебания и вибрации станка той или иной интенсивности. В станках наблюдаются колебательные явления различной природы: автоколебания, вынужденные колебания, параметрические и собственные колебания.

Отметим, что в работах, связанных с исследованием влияния колебаний на характер сопряжения или относительного перемещения контактирующих поверхностей, колебания рассматриваются с точки зрения источников дополнительных переменных сил.

Отсюда следует, что с увеличением тангенциальных и осевых сил резания в момент центрирования суппорта трения покоя будет возрастать.

Скорость нарастания амплитуды усилий должна вызвать уменьшение силы трения покоя. В случае с малой амплитудой усилия при повышенных частотах, падение силы трения покоя достигает 20 ÷ 30 % от начального значения.

Увеличение амплитуды в плоскости контакта в направлениях последующего смещения не вызывает существенного изменения силы трения

покоя. Инерционные усилия не велики, что дает основание без заметной погрешности пренебрегать ими [14].

Влияние скорости нарастания амплитуды усилий в плоскости контакта по направлению смещения, аналогичные явлениям при возбуждении колебаний в плоскости контакта, перпендикулярном по направлению смещения [10,14].

Воспользовавшись результатами исследований [10,14], можно разработать в первом приближении методику расчета точности центрирования суппорта по действительным характеристикам трения покоя.

При центрировании плавающий суппорт может испытывать колебательное воздействие произвольно ориентированное относительно поверхности контакта. Причем колебательное воздействие может исходить как со стороны неподвижной, так и со стороны подвижной каретки.

Вначале рассмотрим простейшие случаи воздействия однонаправленных колебаний, линия действия которых проходит через центр тяжести поверхности подвижного соединения и ось вращения вала.

При известной частоте и амплитуде моно гармонического колебания неподвижного суппорта, амплитуда усилия колебательного воздействия со стороны неподвижного суппорта на подвижное соединение определяется по формуле [10,14]

$$P' = \frac{G}{g} \omega^2 A \quad (82)$$

где G – вес подвижного суппорта;

g – ускорение силы тяжести;

A – амплитуд колебаний неподвижного суппорта.

Обозначим P' - амплитуду усилия колебательного воздействия на подвижное соединение со стороны подвижного суппорта, которая является следствием пульсации сил.

Отметим также, что при достаточном удалении от резонансных зон оценки интенсивности колебательного воздействия подвижного суппорта можно значительно упростить схему системы за счет замены многомассовой системы приближенной динамически эквивалентной маломассовой без учета демпфирования. В частности, подвижный суппорт можно приближенно рассматривать как абсолютно жесткое тело.

В рассматриваемом случае разность фаз колебательных воздействий со стороны неподвижного и подвижного суппортов неопределенна.

Для оценки предельного случая примем

$$P = P' + P'' \quad (83)$$

Если направление относительных колебаний в плоскости контакта совпадает с линией действия сдвигающего усилия, то эффективную силу трения можно определить по формуле [10,14]:

$$F_{тр.д.} = F_{тр.} \left(1 - K_1 \frac{P_1}{F_{тр.}}\right) \quad (84)$$

где P_1 - амплитуда усилия результирующего колебательного воздействия в направления действия сдвигающего усилия.

Если направление относительных колебаний в плоскости контакта перпендикулярно к линии действия сдвигающего усилия, то эффективная сила трения определится по формуле [10,14]

$$F_{mp.\partial} = F_{mp} \sqrt{1 - \left(K_2 \frac{P_2}{F_{mp}}\right)} \quad (85)$$

где P_2 – амплитуда усилия результирующего воздействия в направлении, перпендикулярном линии действия сдвигающего усилия.

Влияние осевых микроколебаний и частоты колебательного воздействия в тангенциальном направлении, при котором имеет место резонанс в соединении необходимо учитывать при определении величин P_1 и P_2 .

При расчете резонансной частоты необходимо знать тангенциальную жесткость суппорта. Колебательные воздействия в направлении, перпендикулярном к поверхности соединения, уменьшает результирующие нормальные усилия, что положительно отражается на точности центрирования суппорта.

Все параметры двухрезцового суппорта независимо от конструктивных особенностей, можно привести к расчетной схеме подвижный – неподвижный суппорт. Тогда для силы трения, аналогично предыдущему [14]

$$F_{mp.\partial}^* = F_{mp} \left(1 - K_3 \frac{P_2^*}{N^*}\right) \quad (86)$$

где N^* и P_3^* – соответственно нормальное усилие и амплитуда колебательного воздействия для эквивалентной схемы;

K_1, K_2, K_3 – коэффициенты, учитывающие изменения фактических характеристик трения покоя контактирующих поверхностей с микроколебаниями указанной направленности.

Определив P_1, P_2, P_3 по трем рассмотренным направлениям, можно вычислить общее значение эффективной силы трения [14]

$$F_{mp.\partial}^* = F_{mp} \left[\sqrt{1 - \left(K_2 \frac{P_2}{F_{mp.}} \right)^2 - K_1 \frac{P_1}{F_{mp.}} - K_3 \frac{P_3^*}{N^*}} \right] \quad (87)$$

Приведенная зависимость позволит более обоснованно подойти к выбору оптимальной геометрии инструмента и режима резания в момент центрирования суппорта.

3.5 Расчет суммарной погрешности обработки

В соответствии с поставленными задачами возникла необходимость провести теоретические исследования точности двухрезцовой товарной обработки.

В основу расчета погрешности обработки валов малой жесткости при точении двумя резцами положен расчетно-аналитический метод А. П. Соколовского [19], сущность которого состоит в следующем: общая погрешность складывается из погрешности формы и размеров.

Погрешность формы $\Delta\Phi$ складывается из:

- 1) погрешности, независимой от нагрузки ($\Delta\phi$. незав.) и зависящей от геометрической неточности станка (конусность, эллипсность);
- 2) погрешностей, зависящих от нагрузки ($\Delta\phi$. сис.), т.е. суммы систематических погрешностей \mathcal{Q} упругие и температурные деформации, износ инструмента);
- 3) рассеивания размеров, определяющих форму детали ($\Delta p.\phi.$).

Таким образом, если $\Delta\phi$. *незав.* рассматривается как случайные погрешности, то на основании данных /79/

$$\Delta\phi. = \Delta\phi. \text{ сис.} + 1,2\sqrt{\Delta^2\phi.\text{нез.} + \Delta^2 p.\phi.} \quad (88)$$

Если же $\Delta\phi.\text{незав.}$ получены опытным путем и рассматриваются как постоянные систематические погрешности, то погрешность формы складывается алгебраически:

$$\Delta\phi. = \Delta\phi. \text{ сист.} + \Delta\phi. \text{ незав.} + \Delta p.\phi. \quad (89)$$

Погрешность формы рассчитывается как разность размеров одной и той же детали. Рассеивание одинаковое в различных точках вала, поэтому $\Delta p.\phi.$ учитывать не следует.

В этом случае погрешность определится по формуле

$$\Delta\phi. = \Delta\phi. \text{ сист.} + \Delta\phi. \text{ незав.} \quad (90)$$

Суммарная погрешность размера без учета неточности формы определится по формуле, в которой учитываются лишь абсолютные значения погрешностей:

$$\Delta\text{разм.} = \Delta\text{разм. сист.} + \Delta p. n \quad (91)$$

где $\Delta\text{разм. сист.}$ – погрешности размера, зависящей от нагрузки;

$\Delta p. n$ - рассеивание размеров при настройке.

Если настройка производится у передней или задней бабки, то при расчете настроечного размера необходимо ввести соответствующую поправку. В таких случаях можно вести настройку по размеру ($\Delta n. p.$) (рисунок 31)

$$L_{n.p.} = L_{ср.} + \Delta_{np.} - \frac{\Delta_{\phi.\text{прод}}}{2} \quad (92)$$

где $L_{ср.} = \frac{L_{\text{макс.}} + L_{\text{мин.}}}{2}$ = средний размер детали

$$(L_{\text{макс.}} - L_{\text{мин.}} = \delta)$$

$\Delta_{np.}$ – превышение размера вследствие неточности формы в начале прохода над наименьшим размером детали на протяжении всей ее длины. При обтачивании вала $\Delta_{np.}$ учитывает превышение размера у задней бабки. Формула (92) дает размер, на который следует устанавливать резец у задней бабки.

Если настройка выполнена по формуле (84), то суммарная погрешность размера, достигает наименьшей возможной величины:

$$\Delta = \frac{\Delta_{\text{ф.прод}}}{2} + \Delta_{\text{р.н.}} \quad (93)$$

Следуя общему направлению расчетов на точность обработки, сначала определяем отдельные (составляющие) погрешности, причем, прежде всего, находим систематические переменные погрешности, закономерно изменяющиеся по мере течения процесса.

3.6 Погрешности, обуславливаемые упругими деформациями звеньев технологической системы

При точении валов малой жесткости двухрезцовым суппортом, закрепленным в центрах и поводковом хомутике, порождаются погрешности обработки, обуславливаемые разностью сил (ΔP_z , ΔP_y , ΔP_x), влиянием хомутика и центробежной силой. Действием других силовых факторов можно пренебречь и на основании анализа схемы действия сил резания на обрабатываемый вал (рисунок 21).

I. Превалирующим фактором будет ΔP_y . По методике В.Г. Подпоркина [17] погрешность обработки в продольном сечении определяется формулами (1.7.), (1.18).

Формулы (7) и (8) выражают продольную погрешность формы обточенного вала, обусловленную упругими деформациями системы при однорезцовой обработке.

При двухрезцовой обработке на упругую систему будет воздействовать не ΔP_y , а разность радиальных сил резания $\Delta P_{y2} - \Delta P_{y1} = \Delta P_y$, которая будет вызывать смещение оси обрабатываемого вала. Поскольку самонастройка производится от заднего резца, то $P_{y2} > \Delta P_{y1}$. Смещение оси обрабатываемого вала будет в направлении токаря, но наличие второго резца не позволит сместиться оси вала на полную величину от ΔP_y .

Второй резец воспримет дополнительную радиальную нагрузку за счет упругого перераспределения радиальных сил резания, вызванное упругими деформациями системы.

В этом случае $P_{y2} \approx \Delta P_{y1}$.

На основании вышеизложенных доводов для двухрезцовой обработки погрешность формы обточенного вала, обусловленную упругими деформациями системы, можно выразить следующими формулами [28]:

при $\varepsilon_3 > \varepsilon_n$

$$\Delta_{np.y.} = m \cdot \Delta P_y \left[\frac{K^3}{240d} + 0,5(\varepsilon_3 - 3\varepsilon_n) \right] \text{мкм} \quad (94)$$

при $\varepsilon_n > \varepsilon_3$

$$\Delta_{np.y.} = m \cdot \Delta P_y \left[\frac{K^3}{240d} + 0,5(\varepsilon_n - 3\varepsilon_3) \right] \text{мкм} \quad (95)$$

где m – коэффициент, учитывающий наличие второго резца,

$$m = 0,5 \div 0,8$$

Коэффициент m получен опытным путем и выражает податливость вала. Чем выше податливость вала, тем меньше этот коэффициент. При коэффициенте податливости $K = l / d = 500 / 20 = 25$, коэффициент m равен 0,7.

Анализ уравнений позволил отметить, что выражение

$(\frac{1}{\varepsilon_1 - 1} + \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1})$ – есть динамический коэффициент при двухрезцовой обработке.

Если приведенный вес переднего и заднего резцедержателя $Q_n = Q_3 = 100 \div 150$ н, а жесткость $C_1 = C_2 = 6800$ Н/мм, то расчетное значение m при $\omega = 2n\omega_1 = 117$ рад./с будет соответствовать коэффициенту, найденному экспериментальным путем.

В данных формулах не учтены погрешности, вызванные упругими отжатыми суппортов, которые будут неизменными по всей длине обрабатываемого вала. Эти погрешности можно отнести к погрешностям настройки станка.

При разной жесткости переднего и заднего суппортов погрешность обработки продольного сечения определится по выведенным формулам

при $\varepsilon_3 > \varepsilon_n; \varepsilon_{3.c.} \varepsilon_{n.c.}$

$$\Delta_{np.y.} = m \cdot \Delta P_y \left[\frac{K^3}{240d} + 0,5(\varepsilon_3 - 3\varepsilon_n) \right] + \left[(\varepsilon_{n.c.} - \varepsilon_{3.c.})(t_{pez.} - t_{nac.}) C p_y \cdot t^{Xy} \cdot S^{Yy} \cdot v^n \cdot K_y \right] \} мкм \quad (96)$$

при $\varepsilon_3 > \varepsilon_n; \varepsilon_{3.c.} \varepsilon_{n.c.}$

$$\Delta_{np.y.} = m \cdot \Delta P_y \left[\frac{K^3}{240d} + 0,5(\varepsilon_n - 3\varepsilon_3) \right] + \left[(\varepsilon_{n.c.} - \varepsilon_{3.c.})(t_{рез.} - t_{нас.}) C_{p_y} \cdot t^{X_y} \cdot S^{Y_y} \cdot v^n \cdot K_y \right] \} \text{мкм} \quad (97)$$

где C_{p_y} – постоянный коэффициент;

X_y, Y_y, n – показатели степени,

$t_{нас.}; t_{рез.}$ – глубины резания при самоустановке суппорта и рабочем режиме, мм.

2) Наличие двухстороннего хомутика не оказывает особого влияния на точность обработки.

3) Поскольку обработке подвергались валы малого диаметра, $d = 20$ мм, предварительно проточенные, то влиянием центробежных сил можно пренебречь.

3.7 Погрешности обработки, возникающие в результате температурных деформаций технологической системы при точении двумя резцами

Несмотря на то, что при скоростном точении в резцы переходит сравнительно небольшая доля образующегося тепла (1-2%), они во многих случаях все же подвержены интенсивному нагреву. По формуле (13) при точении двумя резцами идентичной геометрии, оба резца вероятно будут подвержены равновеликому удлинению. Для случая настройки по методу:

деления подачи

$$\Delta L_p = C \frac{L_p}{F} \cdot \sigma_\varepsilon \left(t \cdot \frac{S_{np.}}{2} \right)^{0,75} \cdot \sqrt{v} \text{мкм} \quad (98)$$

деления глубины резания

$$\Delta L_{p.} = C \frac{L_p}{F} \cdot \sigma_{\epsilon} \left(\frac{t}{2} \cdot S_{np.} \right)^{0,75} \cdot \sqrt{v} \text{ мкм} \quad (99)$$

Зная вылет резца L_p , сечение резца $F = h \times b$, предел прочности материала σ_{ϵ} , погрешность (L_p) определится по формуле (14).

При точении длинных валов, по мере перемещения резца вдоль обрабатываемой детали, наблюдается неравномерный нагрев детали, при этом изменяются не только ее размеры, но и форма.

У валов малого диаметра ($d=20\text{мм}$) погрешность этого вида незначительна.

Можно пренебречь и температурой деформацией станка, поскольку работа проводилась автором на прогретом станке. Продольная деформация вала полностью компенсировалась упругим центром задней бабки.

3.8 Погрешности, обусловленные износом инструмента

Анализ работ по односторонней и двухсторонней обработкам /2,47,48,50,65,79/ показал, что размерные износы у них идентичны.

Погрешности износа инструмента являются следствием размерного износа резца в зависимости от пути резания при скоростном чистовом точении и определяются по формуле (10).

Величина износа определится по формуле (9).

$$I_{p.} = \frac{d\epsilon}{2 \cdot 10 \cdot S_{np.}} \cdot I$$

где $S_{np.}$ – подача, мм/рад.

В случае равенства радиальных сил резания противоположно расположенных резцов в первом приближении можно считать износы резцов равными.

Если по какой-либо причине наблюдается повышенный износ одного из резцов (плохие стойкостные свойства одного из резцов), то в этом случае за счет высокой податливости обрабатываемого вала увеличится усилие прижатия на противоположный резец. Указанный резец будет претерпевать активный износ до тех пор, пока радиальные силы резания не сравняются. Как видно, при двухрезцовой обработке нежестких валов будет наблюдаться периодический активный износ резцов.

Неравномерность припуска, обусловленная геометрической неточностью станка (20 мкм на длине 500 мм по ГОСТу) в нашем случае не вызовет существенного износа инструментов и погрешностей обработки.

Результаты известных работ по износу инструмента и предварительно проведенные эксперименты позволили установить, что погрешности, обусловленные износом инструментов при двухрезцовой обработке по методу деления подачи и методу глубины резания будут равнозначны погрешностям при однорезцовой обработке.

3.9 Погрешности обработки, обусловленные геометрической неточностью станка

При точении валов малой жесткости ($K=25$) двумя противоположно расположенными резцами возможны погрешности различной формы в продольном сечении, обусловленные геометрической неточностью станка, а, именно, непараллельностью оси вращения шпинделя направляющим станины в горизонтальной и вертикальной плоскостях.

Смещение центра задней бабки в горизонтальной плоскости на величину $\pm f_r$ по данным [4] должно вызвать изменение диаметра вала по уравнению

$$\Delta d_{r.x} = 2 \frac{(\pm f_r)x}{\ell} \quad (100)$$

Но, учитывая действия второго резца и податливость вала, погрешность обработки, вызванная смещением оси задней бабки в горизонтальной плоскости, определится по формулам:

при $\varepsilon_3 > \varepsilon_n$

$$\Delta_{np.y.} = -m \cdot \Delta P_{y.r} \left[\frac{K^3}{240d} + 0,5(\varepsilon_3 - 3\varepsilon_n) \right] мкм \quad (101)$$

при $\varepsilon_n > \varepsilon_3$

$$\Delta_{np.y.} = -m \cdot \Delta P_{y.r} \left[\frac{K^3}{240d} + 0,5(\varepsilon_n - 3\varepsilon_3) \right] мкм \quad (102)$$

где $\Delta P_{y.r}$ – приращение радиальной силы резания одного из двух резцов, вызванных геометрической неточностью в горизонтальной плоскости, Н.

Приращение радиальной силы резания должно осуществляться по закону, представленному уравнением (92).

Тогда $\Delta P_{y.r}$ можно представить следующей зависимостью:

$$\Delta P_{y.r.} = C_{p_y} \cdot \left[\frac{(\pm f_r)x}{\ell} \right]^{x_{p_y}} \cdot S_{np.}^{y_{p_y}} \cdot v^n \cdot K_y \quad \text{н} \quad (103)$$

Знак \pm перед f_r играет немаловажную роль в формировании вида продольной погрешности.

При смещении оси центра задней бабки от токаря (в сторону заднего резца) принимается $-f_r$. Так как радиальная сила резания переднего резца при этом увеличивается и вызывает дополнительное отжатие оси детали в сторону заднего резца, то погрешность обработки уменьшается.

При смещении оси центра задней бабки в сторону токаря принимается $+f_r$, поскольку радиальная сила резания переднего резца при перемещении его вдоль обрабатываемой детали уменьшается. Следовательно, смещение центра задней бабки на токаря будет вызывать увеличение погрешности обработки в продольном сечении.

При смещении центра задней бабки по вертикали вверх или вниз на величину $\pm f_r$ по отношению к оси вращения шпинделя передней бабки при двухрезцовой обработке было замечено, что радиус обрабатываемого вала τ будет изменяться согласно формулы [19]

$$\tau = \sqrt{\tau_0^2 + \frac{\chi^2 (\pm f_r)^2}{\ell^2}} - \tau_0 \quad (104)$$

Отсюда, приращение радиальной силы резания при точении соответствует приращению радиуса обрабатываемого вала:

$$\Delta \tau = \sqrt{\tau_0^2 + \frac{\chi^2 (\pm f_r)^2}{\ell^2}} - \tau_0 \quad (105)$$

где τ_0 – радиус обрабатываемого вала у заднего торца, мм.

Приращение нагрузки ведется одновременно на оба резца. Следовательно, погрешность от геометрической неточности по вертикали будет в виде конусности при условии, если оба резца выставлены по центру передней или задней бабки.

Для случая, если резцы выставлены по высоте между передней и задней бабкой на расстояниях $X = C_p$ от задней бабки (рисунок 31), то погрешности обработки выразятся прерывной функцией.

Изменение диаметра вала будет зависеть от расстояния C_p

$$C_p = f(f_{н.б.р.}^e; f_{з.б.р.}^e)$$

где $f_{н.б.р.}^e; f_{з.б.р.}^e$ - вертикальные смещения центров передней и задней бабок по отношению к вершинам резцов, мкм.

В этом случае погрешность диаметра определится по следующим формулам

при $X \leq C_p$

$$\Delta_{нр.в.х.} = 2 \sqrt{\frac{d_0^2}{4} - \left(\frac{\chi \cdot f_{з.б.р.}^e}{C_p}\right)^2} - d_0 \quad (106)$$

при $X \geq C_p$

$$\Delta_{нр.в.х.} = 2 \sqrt{\frac{d_0^2}{4} - \left(\frac{\chi - C_p}{\ell - C_p} \cdot f_{н.б.р.}^e - f_{з.б.р.}^e\right)^2} - d_0 \quad (107)$$

Аналогично влияние на точность обработки оказывает непрямолинейность в вертикальной плоскости, вызванная износом направляющих станины. Ввиду малости их влияния на изменение диаметральных размеров ими можно пренебречь.

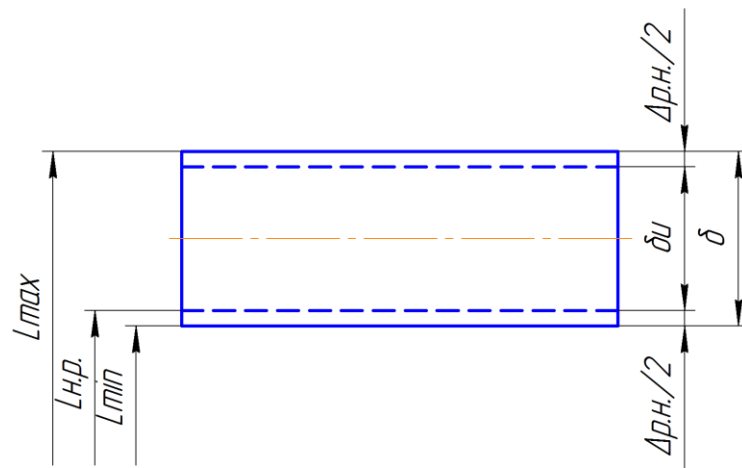


Рисунок 38 - Рабочий настроечный размер вала

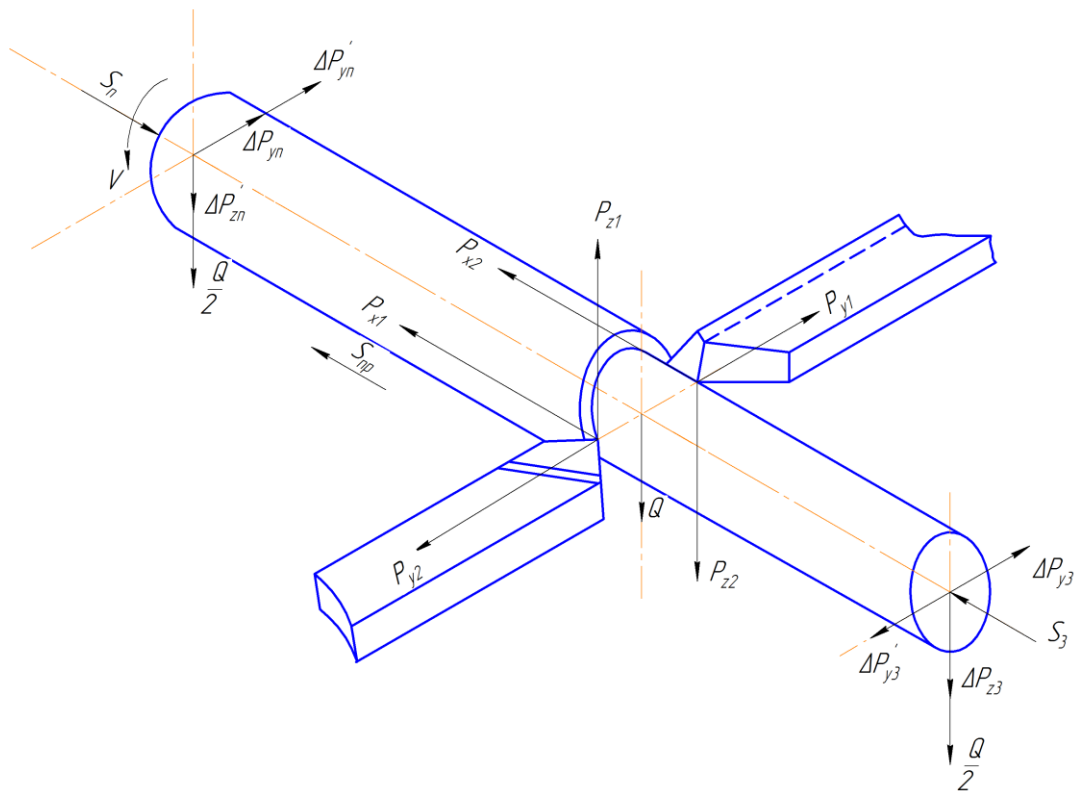


Рис. 39 - Схема действия сил резания на обрабатываемый вал

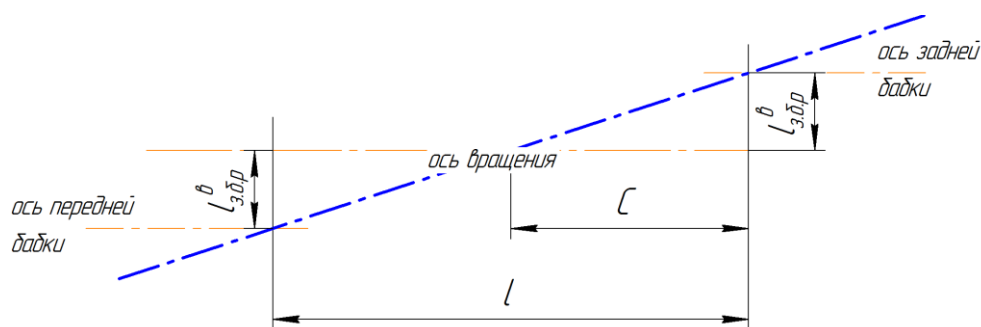


Рисунок 40 - Схема установки резцов при геометрической неточности станка по вертикали

3.10 Оценка шероховатости поверхности обработанной двухрезцовым суппортом

По данным исследований [4, 17, 26] шероховатость обработанной поверхности рассматривается, как фактор гармонического движения детали и инструмента. В результате чего, на обработанной поверхности остается след в виде винтовой линии, т.е. шероховатость поверхности является геометрически правильным следом инструмента.

Такого рода оценка неровностей поверхности не дает полного представления о механизме образования микронеровностей.

Исследования П.Е. Дьяченко, П.Г. Петрухи и наши исследования [26] позволили более полно оценить процесс образования шероховатости при точении.

На образование шероховатости при точении резцами с противоположным их расположением, по данным исследований, существенное влияние оказывают семь факторов:

1) метод настройки резцов (метод деления глубины резания и метод деления подачи);

2) геометрия режущей части резца и кинематика его перемещения в осевом направлении, определяемом подачей $S_{пр}$, мм/рад.

3) колебательные перемещения вершины резца в радиальном направлении;

4) упругие и пластические деформации металла в зоне контакта инструмента с заготовкой;

5) шероховатость режущей кромки резца;

6) вырывы частиц металла из обрабатываемой поверхности;

7) влияние неточности установки резцов в осевом и радиальном направлениях.

Величина – в общем случае определяется выражением:

$$h_l = h_l' / \cos \gamma \quad (108)$$

где γ – передний угол резца;

h_l' – проекция составляющей, которая (для метода деления глубины

резания $\varphi \geq \arcsin \frac{\pi \cdot S}{\tau}$; $\varphi < \arcsin \frac{\pi \cdot S}{\tau}$;

и подачи $\varphi \geq \arcsin \frac{\pi \cdot S(1 + \Delta)}{2\tau}$; $\varphi < \arcsin \frac{\pi \cdot S(1 + \Delta)}{2\tau}$;

определяется геометрически (рисунок 35г).

$$h_1' = FC + KE \quad (109)$$

где KE – составляющая, обусловленная радиусом при вершине резца

$$KE = \tau(1 - \cos\varphi) \quad (110)$$

Величина FC определяется из системы уравнений.

Для метода деления

Для метода деления

глубины резания

подачи

$$\begin{array}{l}
 FC = CD \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 \\
 BC = \tau \cdot \sin \varphi_1 \\
 2\pi S = AB + BC + CD \\
 AB = \sqrt{\tau^2 - OB^2} \\
 OB + FC = \tau \cdot \cos \varphi_1
 \end{array}
 \left. \vphantom{\begin{array}{l} FC = CD \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 \\ BC = \tau \cdot \sin \varphi_1 \\ 2\pi S = AB + BC + CD \\ AB = \sqrt{\tau^2 - OB^2} \\ OB + FC = \tau \cdot \cos \varphi_1 \end{array}} \right\}
 \begin{array}{l}
 FC = CD \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 \\
 BC = \tau \cdot \sin \varphi_1 \\
 \pi S(1 + \Delta) = AB + BC + CD \\
 AB = \sqrt{\tau^2 - OB^2} \\
 OB + FC = \tau \cdot \cos \varphi_1
 \end{array}
 \left. \vphantom{\begin{array}{l} FC = CD \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 \\ BC = \tau \cdot \sin \varphi_1 \\ \pi S(1 + \Delta) = AB + BC + CD \\ AB = \sqrt{\tau^2 - OB^2} \\ OB + FC = \tau \cdot \cos \varphi_1 \end{array}} \right\} \quad (111)$$

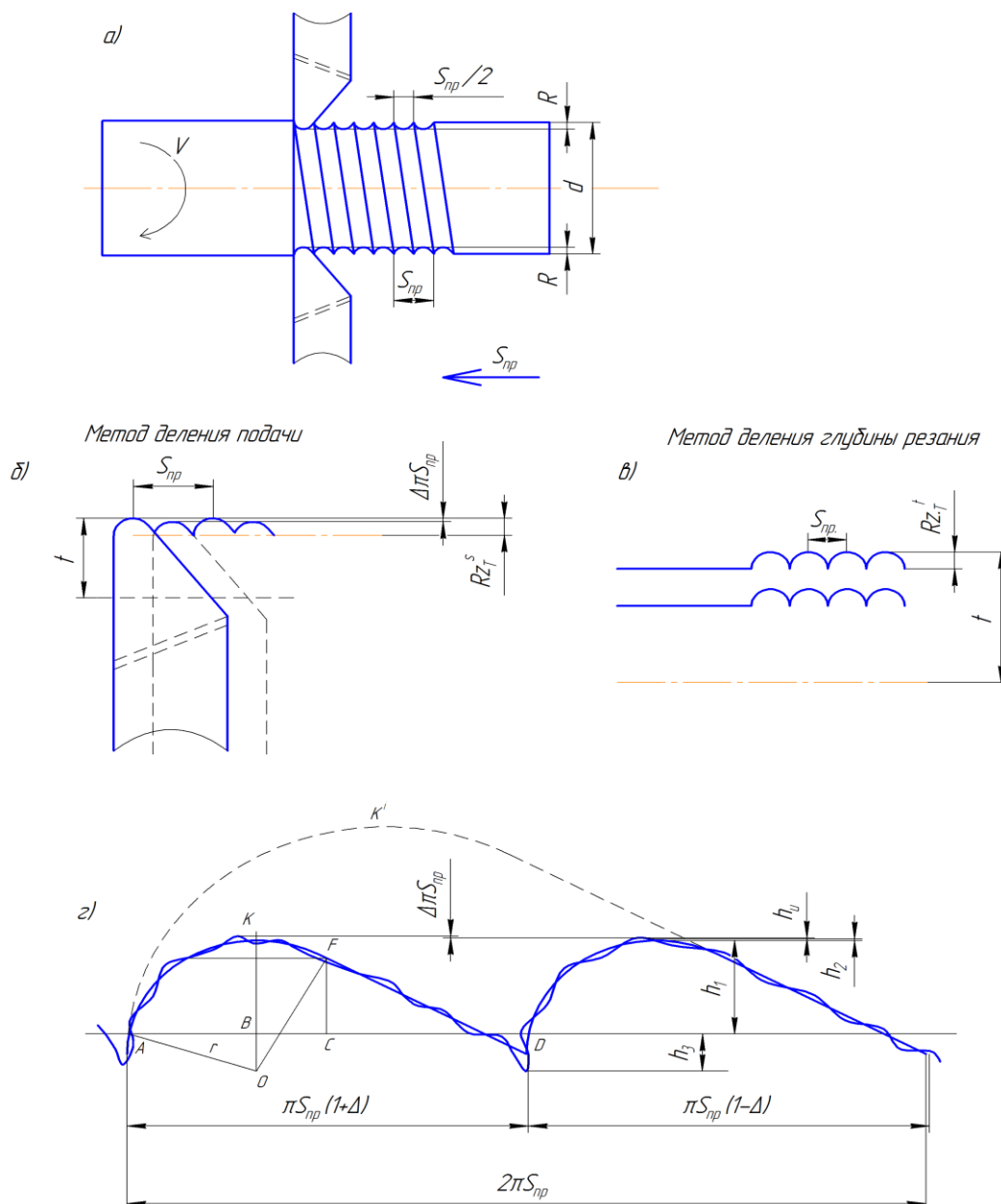


Рисунок 41 - Факторы определяющие теоретическую шероховатость в зависимости от метода установки резцов

где $\Delta\pi S$ – неточность деления подачи обусловлено неточностью центрирования суппорта и установки резцов по одной линии резания. Решив эту систему уравнений, получим:

а) метод деления глубины резания

$$FC = 2\pi S \cdot \sin \varphi_1 (\cos \varphi_1 - \sqrt{\frac{\tau}{\pi S}} \cdot \sin \varphi_1 - \sin^2 \varphi_1) \quad (112)$$

б) метод деления подачи

$$FC = \pi S(1 + \Delta) \cdot \sin \varphi_1 (\cos \varphi_1 - \sqrt{\frac{\tau}{\pi S(1 + \Delta)}} \cdot \sin \varphi_1 - \sin^2 \varphi_1) \quad (113)$$

Подставив уравнения, получим зависимости для определения h_1 .

Для метода деления глубины резания:

$$h_1 = \frac{\tau(1 - \cos \varphi_1) + 2\pi S \cdot \sin \varphi_1 (\cos \varphi_1 - \sqrt{\frac{\tau}{\pi S}} \sin \varphi_1 - \sin^2 \varphi_1)}{\cos |\gamma|} \quad (114)$$

Для метода деления подачи:

$$h_1 = \frac{\tau(1 - \cos \varphi_1) + \pi S(1 + \Delta) \cdot \sin \varphi_1 (\cos \varphi_1 - \sqrt{\frac{\tau}{\pi S(1 + \Delta)}} \sin \varphi_1 - \sin^2 \varphi_1)}{\cos |\gamma|} \quad (115)$$

Составляющая высоты профиля шероховатости – h_2 , обусловленная колебательными перемещениями вершины резца, определяется разностью припуска при происхождении вершины резца по выступу или впадине исходной шероховатости и неравномерностью твердости заготовки как в продольном, так и в поперечном направлении

$$h_2 = m \cdot C_y (2\pi S)^{Y_p} [HB^n_{\max} \cdot t^{X_p} - HB^n_{\min} (t - R_{z.у.с.})^{X_p}] \left(\frac{1}{j_{ст.}} + \frac{1}{j_{уст.}} + \frac{1}{j_{заг.}} \right) \quad (116)$$

Для метода деления подачи

$$h_2 = m \cdot C_y [\pi S(1 + \Delta)]^{Y_p} [HB^n_{\max} \cdot t^{X_p} - HB^n_{\min} (t - R_{z.у.с.})^{X_p}] \left(\frac{1}{j_{ст.}} + \frac{1}{j_{уст.}} + \frac{1}{j_{заг.}} \right) \quad (117)$$

где t – припуск при точении

$R_{z,исход.}$ – исходная высота неровностей профиля шероховатости;

m – коэффициент, учитывающий наличие второго резца,

$j_{ст.}, j_{инст.}, j_{заг.}$ – жесткость станка, инструмента и заготовки.

Используя теорию И.В.Крагельского и Н.М.Михина [13,17], можно считать, что при точении, в зоне контакта инструмента с заготовкой, будут иметь место следующие явления: упругие, упругопластические и пластические деформации некоторых слоев металла и относительный сдвиг срезаемого поверхностного слоя.

Упругое восстановление поверхностных слоев металла происходит при внедрении инструмента на величину – $h_{з.уп.}$

$$h_{з.уп.} < 2,4 \cdot \tau_{np.} \cdot (1-\mu^2)^2 (HB/E)^2 \quad (118)$$

Упругопластические деформации имеют место при

$$2,4 \cdot \tau_{np.} \cdot (1-\mu^2)^2 (HB/E)^2 \leq h_{з.уп.пл.} \leq 5,4 \cdot \tau_{np.} \cdot (1-\mu^2)^2 (HB/E)^2 \quad (119)$$

и полностью пластические деформации при

$$5,4 \cdot \tau_{np.} \cdot (1-\mu^2)^2 (HB/E)^2 < h_{з.уп.} \cdot \tau_{np.} \cdot \left(1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T}\right) \quad (120)$$

Процесс сдвига материала или резания происходит при

$$h_{з.сдв.} \geq 0,5 \cdot \tau_{np.} \cdot \left(1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T}\right) \quad (121)$$

Таким образом, в зависимости от величины внедрения режущего инструмента в обрабатываемую поверхность (на глубину резания) могут происходить: упругое, упругопластическое, пластическое отеснение

материала или процесс резания. Так как обработка резания обычно производится при глубине резания $t \geq 0,5 \cdot \tau_{np} \cdot (1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T})$, то составляющая шероховатость, обусловленная упругим, упругопластическими и пластическими деформациями поверхностных слоев заготовки при ее обработке будет определяться равенством.

$$h_z = h_{z,уп.} + h_{z,уп.пл.} + h_{z,пл.} = 0,5 \cdot \tau_{np} \cdot (1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T}) \quad (122)$$

По мере затупления инструмента, приведенный радиус при вершине увеличивается, что несомненно ведет к увеличению шероховатости поверхности.

σ_T – предел текучести обрабатываемого материала;

μ, HB, E – коэффициент Пуассона, твердость и модуль Юнга, обрабатываемого материала;

τ_0 – молекулярная составляющая удельной силы трения /70/.

Молекулярная составляющая определяется в соответствии с ГОСТ 23203-78.

Учитывая, что $h = R_{z,р.р.}$ получим выражения для определения высоты неровностей профиля шероховатости по десяти точкам при обработке:

а) по методу деления глубины резания

$R_z =$

$$10^3 \frac{\left[\tau(1 - \cos \varphi_1) + 2\pi S \cdot \sin \varphi_1 \left(\cos \varphi_1 - \sqrt{\frac{\tau}{\pi S} \cdot \sin \varphi_1 - \sin^2 \varphi_1} \right) \right]}{\cos |\gamma|} + 10^3 m \cdot C_e (2\pi S)^{V_p} \cdot \left[HB^n_{\max} \cdot t^{X_p} - HB^n_{\min} \left(t - \frac{R_{z.ущ.}}{10^3} \right)^{X_p} \left(\frac{1}{j_{см.}} + \frac{1}{j_{инст.}} + \frac{1}{j_{заг.}} \right) + 500 \cdot \tau_{нр.} \left(1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T} \right) + R_{z.р.кр.} \right] \quad (123)$$

б) по методу деления подачи

$$10^3 \frac{\left[\tau(1 - \cos \varphi_1) + \pi S(1 + \Delta) \cdot \sin \varphi_1 \left(\cos \varphi_1 - \sqrt{\frac{\tau}{\pi S(1 + \Delta)} \cdot \sin \varphi_1 - \sin^2 \varphi_1} \right) \right]}{\cos |\gamma|} + 10^3 m \cdot C_e [\pi S(1 + \Delta)]^{V_p} \cdot \left[HB^n_{\max} \cdot t^{X_p} - HB^n_{\min} \left(t - \frac{R_{z.ущ.}}{10^3} \right)^{X_p} \left(\frac{1}{j_{см.}} + \frac{1}{j_{инст.}} + \frac{1}{j_{заг.}} \right) + 500 \cdot \tau_{нр.} \left(1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T} \right) + R_{z.р.кр.} \right] \quad (124)$$

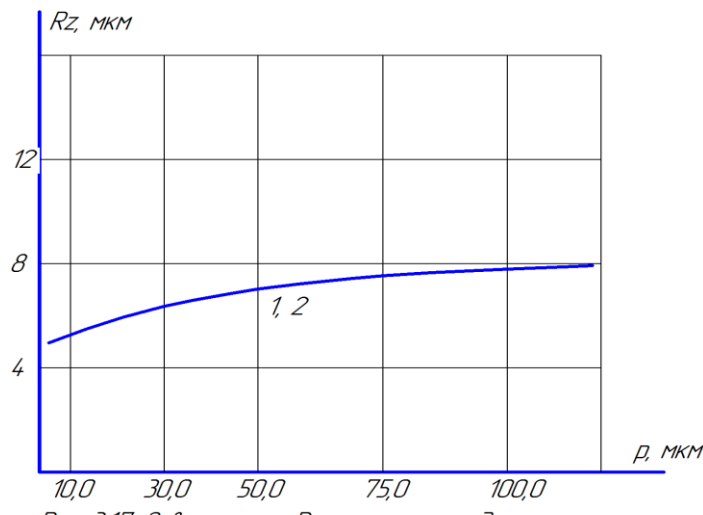


Рисунок 42 - Зависимость R_z от ρ от методу:

1 – деления подачи при $S_{пр}=0,032$ мм/рад; $\Delta\pi S_{пр}=0$

2 – деления глубины при $S_{пр}=0,032$ мм/рад.

Для получения минимальной шероховатости при тонком точении необходимо уменьшить радиус при вершине резца и выбирать его материал, позволяющий получить наибольшую величину молекулярного взаимодействия с материалом обрабатываемой заготовки.

Принимая минимальный радиус при вершине резца для тонкого точения $\tau=1\text{мм}$, $\rho=0,1\text{мм}$, $R_{z.p.кр.}=0,5\text{мкм}$, $\mu=0,3$, $E=2\cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$, $\sigma_T=600 \text{ Н/мм}^2$, (обработка твердым сплавом Т15К6), $\tau_0=293 \text{ Н/мм}^2$, получим минимальную шероховатость, образующуюся на обработанной поверхности при минимальных подачах.

$$R_{zmin} = 500 \cdot 1 \left(1 - \frac{2 \cdot 293}{600}\right) + 0,5 = 3,68\text{мкм}$$

Таким образом, полученные уравнения достаточно точно описывают физические процессы образования шероховатости.

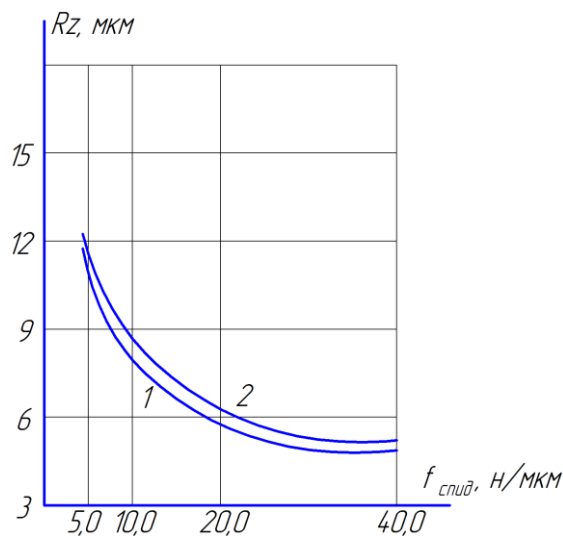


Рисунок 43 - Зависимость параметра шероховатости Rz от жесткости технологической системы по методу:

1 – деления при $S_{пр}=0,032\text{мм/рад}$,

2 – деления глубины при $S_{пр}=0,032\text{мм/рад}$.

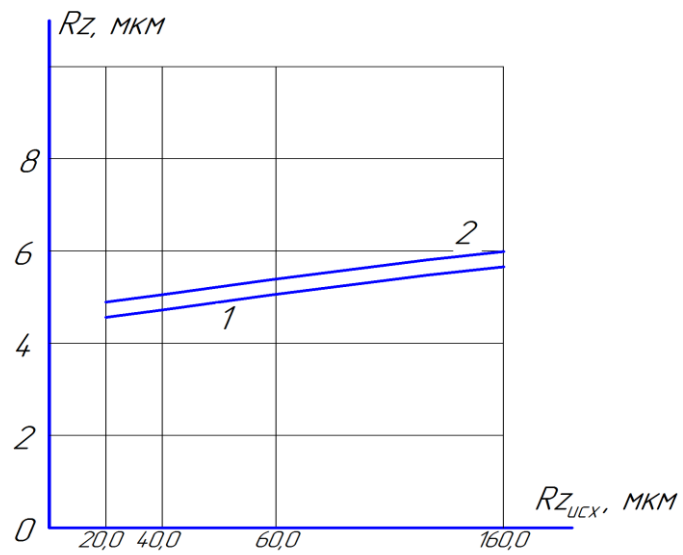


Рисунок 44 - Зависимость параметра шероховатости Rz от его исходного значения при $f_{сис.} = 7000 \text{ н/мм}$ по методу:

- 1 – деления подачи при $S_{пр} = 0,032 \text{ мм/рад}$,
- 2 – деления глубины при $S_{пр} = 0,032 \text{ мм/рад}$

Заключение

Доказана эффективность двухрезцовой обработки по сравнению с однорезцовой при точении валов малой жесткости, как в серийном так и мелкосерийном производстве.

За счет рационального распределения усилий резания между противоположно расположенными резцами, при использовании методики настройки суппорта, обеспечивается безлюнетная обработка валов малой жесткости ($k=l/d=12 \div 25$) по IT 10 качеству ИСО $Rz = 10$ ($Ra_{2,5}$) мкм.

Выведен динамический коэффициент двухрезцовой обработки валов малой жесткости при жестком креплении суппорта. Установлено, что при точении нежестких валов с отношением частоты собственных колебаний к частоте вынужденных колебаний (K_0/ω) в пределах $0,6 \div 2$ система имеет минимальную жесткость.

В результате теоретических исследований была получена формула шероховатости при точении по методу деления подачи и методу деления глубины резания, с учетом кинематики движения резца, жесткости системы СПИД, шероховатости режущей кромки и физико-механических свойств режущего и обрабатываемого материала.

Получены уравнения расчета погрешности формы в продольном сечении с учетом жесткости системы СПИД, геометрической неточности станка, износа и температурных деформаций инструмента.

Экспериментальные исследования вопроса точности центрирования суппорта подтвердили теоретические предположения возможности уменьшения разности радиальных сил резания с 57 Н до $9 \div 15$ Н.

С учетом ограничений, налагаемых на точность формы, качество поверхности аналитически определены и экспериментально подтверждены оптимальные значения технологических факторов двухрезцовой обработки валов малой жесткости: $\varphi=1,57$ рад., $\varphi_1=0,15$ рад., $\delta=1,48$ рад., $\lambda=1,65$ рад., $r=1,0$ мм, $\rho=60$ мкм, $V=1,465$ м/с, $S_{пр}=0,025$ мм/рад., $t=0,3$ мм.

Шероховатость поверхности значительно меньше (в среднем на 40%) при точении по методу деления подачи, чем при точении по методу деления глубины резания. При точении с $S_{пр}=0,1242$ мм/рад шероховатость меньше в два раза.

Повышение производительности в $1,5 \div 2$ раза при точении валов малой жесткости на универсальных токарных станках средних размеров в мелкосерийном производстве достигается за счет сокращения вспомогательного времени и увеличения продольной подачи в случае установки резцов по методу деления подачи.

Теоретические и экспериментальные исследования позволят прогнозировать и управлять качеством обработки на стадии проектирования технологических процессов, осуществляемых на средних станках.

Качественные показатели обработанных валов (погрешность формы, волнистость в продольном и радиальном направлении, шероховатость поверхности и качество поверхностного слоя) на станке с двухрезцовым суппортом, применительно для штоков, позволяют проводить роликовую обкатку без предварительного шлифования поверхности.

Список используемых источников

1. Азаров А.С. Высокопроизводительная обработка валов в машиностроении. Л., Машгиз, 2001, с.273
2. Аршинов В.А., Алексеев Г.А. Резание металлов и режущий инструмент. М., Машиностроение 1998, с.378
3. Базаров Б.М. Определение суммарной погрешности обработки детали. Вестник машиностроения, 1989, №1, с.28-29.
4. Балакшин Б.С. Самоподнастраивающиеся станки. М., Машиностроение, 1970, с.416.
5. Воронин П.Л., Казаков В.А. Назачение режимов резания при многоинструментальной обработке. Известия Вузов. Машиностроение, 1996, № 12. С.152-156.
6. Васильевых Л.А. Токарная обработка нежестких валов с преднамеренным смещением заднего центра. “Станки и инструменты”, 1991, № 7, с.20-21.
7. Васильевых Л.А. Повышение точности формы нежестких деталей в продольном направлении при точении. Вестник машиностроения, 1992, № 7, с.68-71.
8. Демкин Н.Б. Контактное шероховатости поверхностей. М., “Наука”, 2001, с.232.
9. Дьяченко П.Е. и др. Методы контроля и стандартизация волнистости поверхности. М., 1981, с.350.
10. Дюнов А.В., Колев К.С. Точность формы продольного сечения валов малой жесткости при двухрезцовой токарной обработке. Труды

Северо-Кавказского горно-металлургического института. Вопросы точности и конструирования в машиностроении. Орджоикидзе, 1995, с.3-8.

11. Исаев. А.И. Получистовое точение с большими подачами. Изд. ЦНИИТМаш, 1994, с.240.

12. Исаев. А.И., Михаленков Е.И. Высокопроизводительная обработка широкими резцами. Изд. ЦНИИТМаш, 1994, с.370.

13. Корсаков В.С. Точность механической обработки. Машгиз, 1961, с.379.

14. Кован В.М. и р. Основы технологии машиностроения. М., Машиностроение, 1965.

15. Кораблев П.А. и др. Точность и производительность токарной обработки, Уфа, 1995, с.72.

16. Козлов А.И. Экспериментальное исследование точности при чистовом обтачивании нежестких валов. Сборник “Технология и автоматизация машиностроения”, № 10, изд. Техника, 1998, с.89-91.

17. Комисаров В.И. Размерная наладка универсальных металлорежущих станков. М., Машиностроение, 1992, с.198.

18. Корсаков В.С. Компенсация погрешности размеров деталей при патронной обработке на токарных станках. Известия вузов. Машиностроение, 1976, №9, с. 174-176.

19. Кучеров А.О. Теоретические исследования самоустанавливающегося суппорта при точении маложестких валов // Социальная политика и социология. 2012. №10. С. 223-228.

20. Кучеров А.О. Технологическая схема настройки системы натягов переднего-заднего резцов в момент самоустановки двухрезцового суппорта // Человеческий капитал. 2012. №8(№44). С. 113-116.
21. Крагельский И.В. Трение и износ. М., Машиностроение, М., 1968, с.480.
22. Кудинов В.А. и др. К вопросу повышения точности управления упругими перемещениями системы СПИ (Резание металлов). Автоматика, 1988, № 6, с.66-69.
23. Кораблев П.А., Суминов В.М. Влияние жесткости технологической системы на износ режущего инструмента. Сб. "Некоторые вопросы современной технологии приборостроения", Труды МАТИ, № 50, Оборонгиз, 1991, с. 18-19.
24. Патент РФ №2414994 Устройство для токарной обработки.
25. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение контактной жесткости соединений. Изд. «Наука», М., 1988, с.176.
26. Трошевский С.П. Расчеты точности обработки на металлорежущих станках. Машиностроение, 1986.
27. Хохулин В.Н. Новый метод обработки нежестких валов. НТП Ленинград, 1981.
28. Author A.A., Author B.B., Author C.C. (транслит). *Title of Book* (транслит) [Title of book (англ.)]. Title of the city (англ.), Title of the publisher (англ.), 2009, vol. 11, no. 5, pp. 43–57 (in Russ.).
29. Golubkin V.N., Kleeva L.P., Patoka L.V. *Intellektualniy kapital v epokhu globalizatsii ekonomiki* [Intellectual capital in the era of economic

globalization]. *Biznes-obrasovanie — Business education*, 2005, no. 1, pp. 15–21 (in Russ.).

30. Fenukhin V.I. *Etnopoliticheskie konflikty v sovremennoi Rossii: na pri mere Severo-Kavkazskogo regiona*: dis. ... kand. polit. Nauk [Ethno-political conflicts in modern Russia: the example of the North Caucasus region. Cand. dis. (Polit.)]. Moscow, 2002. 194 p. (in Russ.).

31. Swann H.V. Human Resource Accounting: Some aspects which require psychologists' attention. *Journal of Occupational Psychology*, 1978, no. 51, pp. 301–314.

32. Dabbakh A.N. *Investitsii v izobreteniia: chetyre glavnye problem* [Investments in invention: four major problems]. URL: http://www.financialfamily.ru/index.php?s_id=articles&e_id=981 (accessed: 25.02.2012) (in Russ.).