

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ
ЧЕРНИГОВСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

Кальченко В.И., Кальченко В.В., Венжега В.И.

**ТОРЦЕВОЕ ШЛИФОВАНИЕ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ
ОСЯМИ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ**

ЧЕРНИГОВ 2013

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ
ЧЕРНИГОВСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

Кальченко В.И., Кальченко В.В., Венжега В.И.

**ТОРЦЕВОЕ ШЛИФОВАНИЕ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ
ОСЯМИ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ**

Утверждено
ученым советом ЧГТУ
протокол № от 28.01.13

ЧЕРНИГОВ 2013

ББК 34.637.3
К 17
УДК 621.923

Рецензенты:

А.А. Пермяков, д-р техн. наук, проф., Национальный технический университет Украины «ХПИ»;

Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, проф., Запорожский национальный технический университет;

В.А. Залога, д-р техн. наук, проф., Сумской государственной университет.

В.И. Кальченко, В.В. Кальченко, В.И. Венжега

Торцевое шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). – Чернигов: ЧГТУ, 2013. – 185с.; ил.

ISBN 966-593-307-8

В монографии рассмотрены вопросы повышения эффективности абразивного шлифования торцевых поверхностей за счет рационального профилирования и скрещивания осей инструмента и детали в процес ее формообразования и съема припуска. Предложены, разработанные на базе трех модулей, 3D геометрические модели формообразующих систем торцешлифовальных станков, их точности, инструментальных и обрабатываемых поверхностей. Исследован новый метод торцевого шлифования с выделением на торце инструмента фиксированного калибрующего участка.

Монография предназначена для для научных и инженерно-технических работников промышленных предприятий, НИИ, а также для студентов и аспирантов машиностроительных специальностей вузов.

В монографії розглянуті питання підвищення ефективності абразивного шліфування торцевих поверхонь за рахунок раціонального профілювання і схрещування осей інструменту і деталі в процесі її формоутворення і знімання припуску. Запропоновані, розроблені на базі трьох модулів, 3D геометричні моделі формоутворюючих систем торцішліфувальних верстатів, їх точності, інструментальних та оброблюємих поверхонь. Досліджено новий метод торцевого шліфування з виділенням на торці інструменту фіксованої калібрувальної ділянки.

Монографія призначена для для наукових і інженерно-технічних працівників промислових підприємств, НДІ, а також для студентів і аспірантів машинобудівних спеціальностей вузів.

ББК 39.33-08я 73

ISBN 966-593-307-8

ББК 34.637.3

© В.І. Кальченко, В.В. Кальченко,
В.І. Венжега, 2013 г.

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Введение	5
Глава 1. Анализ известных методов торцевого шлифования	6
1.1. Детали с торцевыми рабочими поверхностями	6
1.2. Шлифование одним торцом инструмента	8
1.3. Двустороннее торцевое шлифование деталей	10
1.4. Формообразование поверхности при торцевом шлифовании	11
1.5. Профилирование поверхности торца инструмента	17
1.6. Погрешности геометрической формы и линейных размеров торцевых поверхностей деталей	21
1.7. Производительность шлифования	24
1.8. Тепловые деформации детали	27
1.9. Потенциал торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и инструмента и пути его реализации.....	31
Глава 2. Общие 3D модели формообразующей системы станка, инструментальных и обрабатываемых поверхностей, производительности обработки	34
2.1 Общая 3D модель формообразующей системы торцешлифовального станка.....	34
2.2. Общая 3D модель поверхностей шлифовальных кругов.....	37
2.3. 3D моделирование обрабатываемых поверхностей при шлифовании со скрещивающимися осями кругов и деталей	40.
2.4. Модульное 3D геометрическое моделирование.....	44
2.5. Общая модель производительности шлифования	52
Глава 3. Точность формообразования торцевых поверхностей при шлифовании со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком	57
3.1. Модель точности формообразования	57

3.1.1. Математическая модель точности формообразования торцев.....	57
3.1.2. Теоретические исследования точности формообразования в зависимости от ширины калибрующего участка, вращения заготовок, углов разворота кругов.....	71
3.1.3. Повышение точности формообразования за счет варьирования функцией формообразования станка.....	82
3.2. Динамические исследования	85
3.3. Силы резания.....	97
3.4. Износ шлифовальных кругов.....	101
3.5. Оценка геометрической точности торцов обработанных деталей	104
Глава 4. Анализ теплонапряженности процесса торцевого шлифования деталей	109
4.1. Математическая модель теплонапряженности процесса	109
4.2. Остаточные напряжения в поверхностном слое.....	114
Глава 5. Производительность процесса торцевого шлифования деталей	121
Глава 6. Экспериментальные исследования шлифования торцов со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком.....	132
6.1. Описание экспериментальной установки для обработки торцов.....	132
6.2. Исследование геометрической точности и шероховатости торцов деталей	139
6.3. Экспериментальное исследование температуры и остаточных напряжений.....	152
6.4. Экспериментальные исследования съема припуска и износа шлифовального круга.....	161
Заключение	169
Список литературы	172

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы. В машиностроении среди процессов механической обработки резанием значительное место занимают процессы абразивного шлифования, которые составляют в среднем 25–30%, а в отдельных отраслях промышленности до 50% общей трудоемкости обработки.

На машиностроительных предприятиях параметры точности и качества обработки деталей машин традиционно формируются при окончательном шлифовании. В полной мере это относится к шлифованию ответственных деталей с торцевыми рабочими поверхностями, к которым предъявляются высокие требования по точности и качеству обработки: корпусных деталей, полумуфт, цилиндрических роликов, поршневых пальцев, крестовин карданных валов, винтовых пружин, колец подшипников, многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин и других. Например, торцевое биение внутренних колец подшипников из стали ШХ4 твердостью 61...64 HRC классов точности 2 и Т не должно превышать 1,5 мкм при отклонении ширины 1,5 мкм и шероховатости 0,32 мкм. Это вызывает значительные сложности их обработки как с точки зрения обеспечения стабильной точности и шероховатости, так и достижения необходимой производительности обработки.

Эффективным средством увеличения точности, качества и производительности обработки таких деталей, является совершенствование способов торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга. При этом важно иметь в распоряжении математические модели основных параметров обработки, что позволит научно обоснованно осуществлять управление процессом. В связи с этим, диссертационная работа посвящена решению важной и актуальной научно-практической задачи по использованию новых резервов процесса торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга путем выделения на торце инструмента фиксированного калибрующего участка, что позволяет повысить производительность и точность обработки, снизить неравномерность износа профиля круга.

ГЛАВА 1

АНАЛИЗ ИЗВЕСТНЫХ МЕТОДОВ ТОРЦЕВОГО ШЛИФОВАНИЯ

Роль абразивного шлифования среди процессов механической обработки постоянно возрастает в связи с появлением новых и совершенствованием существующих способов, которые отличаются от методов лезвийной обработки более высокой точностью и производительностью.

Значительный вклад в развитие абразивной обработки внесли многие научные центры и коллективы отечественных ученых, среди которых В. М. Вerezуб, Ю. Н. Внуков, А. П. Гавриш, А. И. Грабченко, В. Л. Доброскок, Л. П. Калафатова, В. И. Кальченко, В. В. Кальченко, В. В. Коломиец, С. М. Корчак, В. К. Кулик, В. И. Лавриненко, Г. Б. Лурье, Е. Н. Маслов, П. Г. Матюха, Ю. К. Новоселов, Б. А. Перепелица, В. Т. Портман, А. Ф. Раб, П. Р. Родин, Э. В. Рыжов, М. Ф. Семко, Н. Э. Тернюк, М. Д. Узунян, С. С. Шахновский, В. А. Федорович, Л. М. Филимонов, И. Х. Чеповецкий, Ф. С. Юнусов, А. В. Якимов, П. И. Ящерицин и другие.

В условиях рыночной экономики все более высокие требования предъявляются к качеству изделий. Наиболее важными и труднодостижимыми параметрами является точность размеров, формы и взаимного расположения поверхностей детали.

Повышение точности изготовления деталей связано с возрастанием себестоимости в гиперболической зависимости, поэтому для достижения высоких технико-экономических показателей наиболее перспективным является совершенствование способов обработки и применение новых решений при обработке высокоточных деталей [53].

Сложной научной и производственной задачей, решение которой имеет большое значение для народнохозяйственного комплекса Украины, является повышение эффективности торцевого шлифования поверхностей деталей.

1.1. Детали с торцевыми рабочими поверхностями.

Детали с высокоточными рабочими торцевыми поверхностями входят во многие узлы и механизмы современных конструкций машин и (рис. 1.1).

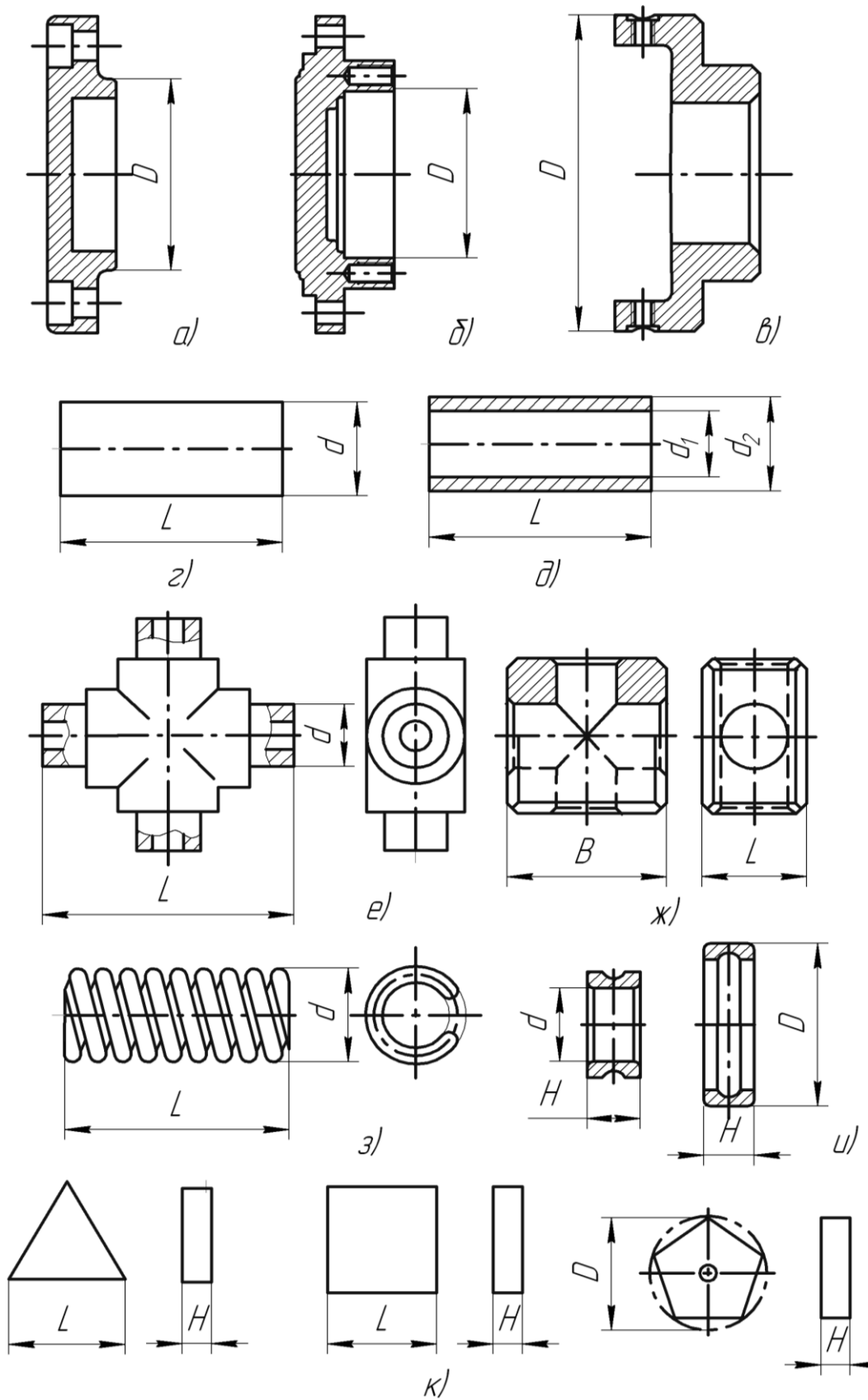


Рисунок 1.1 – Детали с торцевыми рабочими поверхностями

К ним относятся: крышки, фланцы (рис.1.1, а); корпусные детали (рис.1.1, б); полумуфты (рис.1.1, в); ролики (рис.1.1, г); поршневые пальцы (рис.1.1, д); крестовины карданных валов (рис.1.1, е); крестовины муфт (рис.1.1, ж); пружины (рис.1.1, з); кольца подшипников (рис.1.1, и); многогранные неперетачиваемые твердосплавные пластины (рис.1.1, к) и др.

К точности размеров, формы и расположения поверхностей, шероховатости предъявляются высокие требования, направленные на повышение эксплуатационных характеристик деталей.

1.2. Шлифование одним торцом инструмента

Существует два основных вида плоского шлифования торцов деталей 2: периферией круга 1 (рис 1.2.1) и торцом круга 1 (рис 1.2.2).

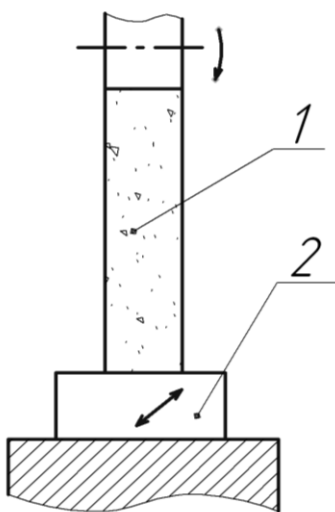


Рис. 1.2.1. Шлифование периферией круга

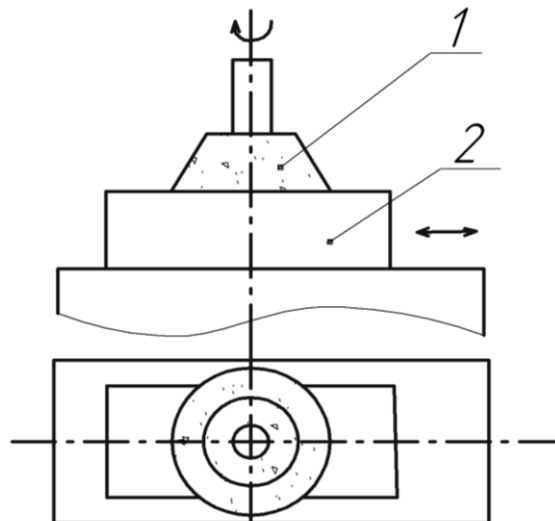


Рис. 1.2.2. Шлифование торцом круга

Оба этих вида плоского шлифования широко распространены и имеют согласно [64] свои преимущества и недостатки.

Шлифование торцом инструмента по сравнению со шлифованием периферией круга характеризуется следующими особенностями.

Обрабатываемая деталь и инструмент имеют большую по размерам площадь контакта. С одной стороны, это ведет к увеличению упругих отжатий системы,

повышению контактной температуры шлифования, однако позволяет получить гораздо большую производительность обработки.

По сравнению со шлифованием периферией круга длиннее линия контакта режущих зерен с обрабатываемой деталью, поэтому в работе резания принимает участие большее количество режущих зерен, уменьшая нагрузку на одно режущее зерно.

Следы микронеровностей на обработанной поверхности имеют вид сетки, что снижает их высоту, улучшая эксплуатационные свойства детали.

К недостаткам торцевого шлифования относится неравномерность износа шлифовального круга. Большая часть объема металла срезается участком круга, прилегающим к периферии, в то время как ближе к центру круга и за центром круга металла снимается меньше, поэтому периферийный участок изнашивается быстрее с образованием заборного конуса, после чего нагрузка между различными участками круга выравнивается.

Для повышения производительности и лучшего использования режущих свойств рабочей поверхности круга его ось поворачивают на некоторый угол, рассчитанный с учетом перекрытия снимаемого припуска. Наклон оси круга создает условия, при которых сохраняется плоскостность его рабочего торца. Отсутствие вогнутости на рабочей поверхности круга можно объяснить выравниванием фактической работы резания между отдельными зернами, несмотря на разные окружные скорости. Абразивные зерна, расположенные ближе к периферии круга, работают на повышенных скоростях, срезая более тонкие стружки, в связи с чем силы резания, действующие на каждое звено, сравнительно невелики, и зерна лучше удерживаются в связке. Центральные участки торца круга быстрее изнашиваются, так как абразивные зерна снимают более толстые стружки, и на них действуют большие силы резания, а значит происходит более быстрое выкрашивание их из связки [97]. Периферийные абразивные зерна будут все время срезать свежие участки металла на обрабатываемой поверхности. По мере приближения к центру зерна будут наносить царапины на уже прорезанные участки, поэтому происходит разгрузка абразивных зерен и уменьшается их износ, что противодействует

образованию вогнутости. Несмотря на различные режущие способности абразивных зерен, вызванные разной окружной скоростью, фактическая работа резания между отдельными зернами значительно выравнивается, и тем самым создаются условия для самоподдержания первоначальной плоской формы торца круга.

1.3. Двустороннее торцевое шлифование деталей

Ряд деталей, имеющих параллельные плоскости, обрабатываются торцами кругов за один проход одновременно с двух сторон. Этот метод шлифования является разновидностью шлифования торцом круга.

Распространение получили станки с вертикальной и горизонтальной компоновкой шпиндельных узлов [3, 4, 5, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13]. Станки, как правило, состоят из литой чугунной станины, на которой крепятся две шлифовальные бабки с независимыми электроприводами, механизма подачи изделий в зону обработки и механизма правки шлифовальных кругов. Кроме этих узлов, имеются вспомогательные приборы и устройства: устройство поворота шлифовальных бабок в вертикальной и горизонтальной плоскостях, система подачи СОЖ, устройство компенсации износа шлифовального круга и другие.

Обработка деталей, имеющих две параллельные друг другу наружные плоскости на двусторонних торцешлифовальных станках, характеризуется рядом особенностей, обуславливающих ее преимущество по сравнению с обработкой одним торцом инструмента. По [121] эти особенности делятся на две группы.

Первая группа связана с абразивным инструментом. Большое количество абразивных зерен, одновременно участвующих в работе, обеспечивает медленный размерный износ и высокую стабильность формы шлифовального инструмента при весьма значительных скоростях подачи обрабатываемых деталей, т.е. возможность создания высокопроизводительного непрерывного процесса. Основной съем материала происходит в зоне периферии на высоких скоростях резания, а формирование точности (выхаживание) – в средней зоне при меньших окружных скоростях. Такая «специализация» зон шлифовального инструмента создает, во-

первых, возможность работы в режиме самозатачивания, во-вторых, получение высокой точности обработки при значительных съемах материала за один проход.

Вторая группа особенностей процесса связана с базированием обрабатываемых деталей. Особенностью формообразования при двустороннем плоском шлифовании является то, что сами шлифуемые торцы деталей являются установочной базой для обработки, следовательно, неточность базирования сведена к нулю.

Учитывая выше изложенное, станки для двустороннего торцевого шлифования имеют следующие конструктивные особенности [100].

1. Высокая суммарная жёсткость (от круга до круга) станка в направлении действия нормальных и тангенциальных сил резания.

2. Высокая точность вращения шпинделя.

3. Высокая чувствительность к малым перемещениям, компенсации износа круга, его повороту, а также элементам, определяющим формирование зоны шлифования.

4. Стабильность сохранения взаимного положения элементов станка при воздействии механических и тепловых возмущений.

5. Высокая степень автоматизации, наглядность и удобство обслуживания устройств станка при износе круга, переналадке, правке и т.п.

1.4. Формообразование поверхности при торцевом шлифовании

Вопросы образования поверхности при плоском шлифовании наиболее полно раскрыты в работах Е. Н. Маслова [65], П. И. Ящерицина [121, 122, 123], А. А. Маталина [66], М. Ф. Семко [94], Г. Б. Лурье [64], В. И. Островского [72], В. В. Кальченко [34, 35, 40, 47,], С. С. Шахновского [108, 111, 112], а также в работах других авторов.

Эффективность процесса торцевого шлифования во многом определяется статической настройкой станка, которая включает установку шлифовальных кругов под некоторым углом к плоскости подачи изделий.

Торцы шлифовальных кругов, установленные под некоторым углом к

плоскости подачи, образуют рабочую зону, форма которой определяет условия съема припуска.

Встречающиеся рекомендации по выбору оптимальных настроечных параметров рабочей зоны разнообразны и порой противоречивы. В большинстве работ авторы рассматривают торцевое шлифование плоскими кругами с параллельными осями детали и инструмента. При этом большая часть припуска срезается торцевым участком круга, который находится ближе к периферии, круг неравномерно изнашивается и формообразующий участок все время смещается к центру.

Автор [121] считает, что формирование торцов плоскими и параллельными рабочими поверхностями, перпендикулярными оси обрабатываемой детали, не дает ожидаемого эффекта. Низкая точность деталей объясняется потерей плоской формы шлифовальных кругов за счет приработки. Автор рассматривает с точки зрения характера распределения снимаемого припуска по зоне обработки возможные варианты настройки двустороннего торцешлифовального станка.

1. Круги установлены так, что расстояние между ними со стороны загрузочного диска меньше. В этом случае съем припуска будет происходить только на входе деталей в зону обработки.

2. Расстояние между кругами со стороны загрузочного диска большее, чем с противоположной. По этой схеме устраняется недостаток первого варианта, так как при наличии внецентренного приложения сил шлифования обеспечивается постоянное уменьшение скорости съема припуска, выхаживание и медленный отход изделий от кругов. Однако при этой схеме шлифование оканчивается в центре зоны, где деталь частично выходит в отверстие круга, что является нежелательным.

3. Для продления процесса снятия припуска за центр зоны вводится поворот кругов в вертикальной плоскости.

Исходя из нормального уравнения плоскости в системе координат $XOYZ$ (рис. 1.4.1) с учетом малости углов поворотов кругов α и γ найдено выражение для текущей ординаты y профиля зоны шлифования, отсчитываемой от уровня ее экстремального значения при $\varphi = \text{arctg} C_n$

$$y = C_R \{ \Gamma [\cos(\arctg C_H) - \cos \psi] + B [\sin(\arctg C_H) - \sin \varphi] \}, \quad (1.4.1)$$

где φ – угловая координата радиус-вектора центра детали;

$C_R = \frac{R_D}{2D_K}$ – геометрический коэффициент;

$C_H = \frac{B}{\Gamma}$ – параметр настройки;

B, Γ – линейные настроечные смещения, приведенные к наружному диаметру круга.

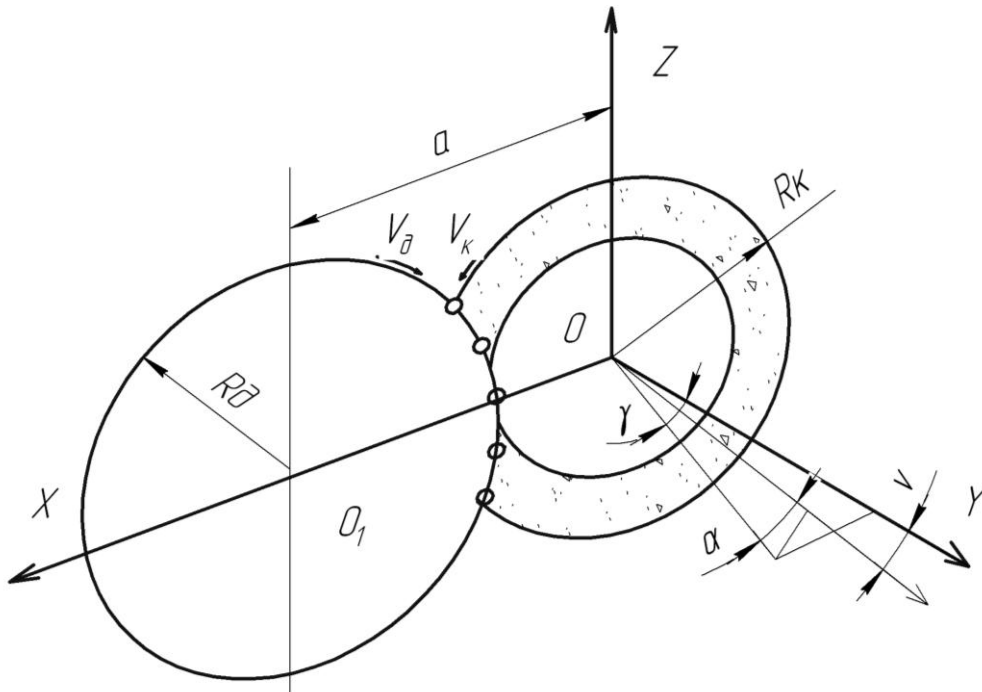


Рис. 1.4.1. Схема для определения текущей ординаты

Так как ось Y направлена по нормали к обрабатываемому торцу, то полученное выражение характеризует изменение мгновенной глубины шлифования.

Повороты кругов в двух плоскостях определяются по формуле

$$\Gamma = \frac{\Delta L}{2C_R [(\cos \varphi_B - \cos \varphi_1) + C_H (\sin \varphi_B - \sin \varphi_1)]}, \quad (1.4.2)$$

$$B = \Gamma \cdot \operatorname{tg} \varphi_1. \quad (1.4.3)$$

В работе [108] автор рекомендует торцы кругов устанавливать таким образом, чтобы под действием силы резания и тепловых деформаций в калибровочной зоне снимался припуск 3...5 мкм.

В работе [122], исследуя форму зоны резания, автор приходит к выводу, что

наиболее точные детали получаются в том случае, когда калибрование происходит за центром круга.

В работе [123], анализируя погрешности торцов деталей при двустороннем шлифовании, делается вывод, что в статике круги должны быть расположены так, чтобы под действием сил резания они стали практически параллельны.

Автор [111] считает, что правильный разворот должен осуществляться относительно вертикальной и горизонтальной оси с расчетом перекрытия величины снимаемого припуска. При повороте вокруг вертикальной оси большее расстояние между рабочими торцами должно быть со стороны входа деталей, а меньшее – со стороны выхода. Следовательно, обрабатываемые детали в данном случае перемещаются во все более сужающуюся сторону рабочей зоны, поэтому лучше используется режущая способность кругов. Горизонтальный разворот необходим для создания расширения в нижней части кругов, что обуславливает появление составляющей силы, прижимающей детали к направляющей, в связи с чем улучшается базирование деталей.

Автор [101] считает, что левый шлифовальный круг является базой, определяющей положение деталей, поэтому он не должен иметь наклона ни в вертикальной ни в горизонтальной плоскости. Положение шлифовальной бабки левого круга проверяют по индикатору с помощью специальной контрольной оправки. Бабку правого круга устанавливают таким образом, чтобы расстояние между кругами, измеренное мерным щупом в четырех точках, было одинаковым, и правый круг был параллельным левому, или так, чтобы расстояние между кругами на выходе и в нижней части превышало расстояние на входе и в верхней части не более чем на 0,02–0,05 мм. Это достигается параллельной установкой шлифовальных бабок или незначительным поворотом бабки правого круга в горизонтальной плоскости по часовой стрелке, так как в период входа деталей в зону шлифования обеспечивается основной сьем припуска, и в дальнейшем осуществляется зачистка шлифуемой поверхности.

Определению оптимальной рабочей зоны посвящена работа [123]. Авторы рассматривают три схемы настройки автомата для одновременного шлифования

двух торцов деталей при прямолинейном движении деталей. Ими получены зависимости для величины снимаемого припуска и сечения стружки для каждой схемы настройки. Авторами делается вывод, что для получения высокой точности по параллельности торцов правый и левый круги в вертикальной плоскости должны быть параллельны.

В диссертации Кальченко В. В. [34] автором предложено новый способ шлифования торцов цилиндрических деталей, вращающихся во время обработки, одновременно периферией и торцом круга, который имеет угловую ориентацию. На рисунке 1.4.2 приведена расчетно-кинематическая схема, разработанная из условий многокоординатного формообразования поверхностей детали профилированным и ориентированным инструментом 2. С деталью 1 связана система координат $X_q Y_q Z_q$, при этом ось $O_q Z_q$ совпадает с осью детали, а ось $O_v Y_v$ перпендикулярна к оси $O_b Z_b$, совпадающей с осью вращения барабана, который осуществляет круговую подачу детали. Система координат $O_v X_v Y_v Z_v$ связана со втулкой, в которой базируется деталь (рис. 1.3.2, I). Ось $O_b Y_b$ параллельна оси $O_o Y_o$, которая проходит через центр сферического шарнира, совпадающего с началом координат O_o , а координатная плоскость $Z_o O_o Y_o$ горизонтальная и связана со станиной станка.

Уравнения поверхности детали в матрицах обобщенных перемещений A_i имеет вид:

$$\begin{aligned} \bar{r}_q = & A_4(-\varphi_2) \cdot A_3(-Z_q + P_1 \cdot \theta_q) \cdot A_6(\theta_q) \cdot A_1(r_{qi}) \times \\ & \times A_5(\psi_2) \cdot A_4(\varphi_1) \cdot A_5(\psi_1) \cdot A_1(r_p) \cdot e_4, \end{aligned} \quad (1.4.4)$$

где A_1, A_3 – матрицы линейных перемещений вдоль осей X и Z;

A_4, A_5, A_6 – матрицы угловых поворотов относительно осей X, Y, Z;

ψ_1 – угловой параметр точки окружности радиусом r_p (рис. 1.3.2, II) сечения проволоки пружины относительно оси $O_p Y_p$ системы координат $O_p X_p Y_p Z_p$, оси $O_p X_p, O_p Z_p$ которой параллельны осям детали $O_q X_q$ и $O_q Z_q$, а начало координат расположено на расстоянии среднего радиуса пружины r_{qi} , от оси $O_q Z_q$;

φ_1 – угол ориентации сечения проволоки относительно оси $O_p X_p$ ($\varphi_1 = \pi/2$ для изогнутых круглых иголок, и $\varphi_1 = \arctg S/2\pi r_{qi}$ – угол подъема винтовой линии пружины, где S – ее шаг);

ψ_2 – угол поворота вокруг оси $O_p Y_p$, ориентированного вокруг оси $O_p X_p$ сечения проволоки (ψ_2 – угол наклона иголок, рис. 1.3.2);

θ_q – угловой параметр;

P_1 – параметр винтового движения детали;

Z_q – координата вдоль оси детали;

φ_2 – угол ориентации системы координат детали $O_q X_q Y_q Z_q$ относительно оси $O_v X_v$ системы координат $O_v X_v Y_v Z_v$ базовой втулки (рис. 1.4.2, I);

$$e_4 = (0, 0, 0, 1)^m.$$

С кругом 2, который вращается вокруг своей оси со скоростью шлифования V_u , связана условно неподвижная система координат $X_u Y_u Z_u$, при этом ось $O_u Z_u$ совпадает с осью вращения инструмента. Начало координат системы инструмента находится на оси вращения круга $O_u Z_u$. Ось $O_u X_u$ проходит через начало координат O_0 и относительно нее осуществляется поворот шлифовального круга в горизонтальной плоскости на угол φ , а относительно оси $O_0 Y_0$ – в вертикальной на угол ψ .

Ориентация детали относительно системы координат инструмента определяется координатами его центра O_u в системе координат детали $X_q Y_q Z_q$ и направляющими косинусами системы координат инструмента.

Инструментальная поверхность может быть задана в матричной форме

$$\bar{r}_u = A_3(z_i) \cdot A_6(\theta_k) \cdot A_2(R_i), \quad (1.4.5)$$

где R_i – радиус сечения круга в пределах i -той точки;

Z_i – ее осевая координата.

1.5. Профилирование поверхности торца инструмента

Для повышения эффективности шлифования торцов ориентированным инструментом необходима профильная правка круга, которая обеспечивает

линейный контакт его и детали в процессе формообразования [34]. В известных станках для двустороннего одновременного шлифования торцов роликов подшипников [110] или пружин [8] профилирование абразивных кругов осуществляется алмазным карандашом перпендикулярно к оси вращения шпинделя, независимо от их угловой ориентации относительно оси вращения барабана, который осуществляет круговую подачу деталей. Известно [87], что формообразование поверхности детали осуществляется участками инструмента, где скалярное произведение векторов относительной скорости \bar{V} и единичного вектора нормали \bar{n}_o к поверхности инструмента равно нулю.

$$\bar{V} \cdot \bar{n}_o = 0. \quad (1.5.1)$$

В станках [108] торцевые площадки кругов неперпендикулярны к оси обрабатываемых деталей, поэтому в процессе съема припуска условие не выполняется, а формообразование торцов осуществляется переходным участком между периферией круга и его торцом, где $\bar{V} \cdot \bar{n}_o = 0$. В то же время этот переходной участок воспринимает ударные нагрузки при входе детали в зону обработки, поэтому формообразующий участок не имеет фиксированного положения, и в результате износа круга постоянно перемещается вдоль образующей его торцевой поверхности, что снижает точность обработки.

Известен станок [6], в котором обработка торцов пружин осуществляется двумя дисковыми соосными кругами, ось вращения которых параллельна оси вращения детали в процессе формообразования. В этом станке одна из шлифовальных бабок в следящем режиме перемещается в осевом направлении и фиксируется в зависимости от длины заготовки пружины, которая поступает на обработку, обеспечивая минимальный съем припуска, без получения точной длины пружины. При этом съем припуска осуществляется периферией кругов, а формообразование торцов детали – торцевой плоскостью кругов, где $\bar{V} \cdot \bar{n}_o = 0$. Так как формообразование торцов осуществляется в режиме выхаживания без припуска на обработку, то дефектный слой, получаемый на торце пружины, из-за теплонапряженности процесса при съеме припуска периферией круга, не

уменьшается при выхаживании, что снижает режимы шлифования и производительность обработки.

В диссертации В. В. Кальченка [34] предлагается способ шлифования ориентированным абразивным кругом 1 торцов цилиндрических деталей, который требует специального профилирования шлифовальных кругов (рис. 1.4.1).

Алмазный карандаш 3 крепится на барабане, осуществляющем круговую подачу при правке со скоростью w_b на расстоянии от оси его вращения, которое

При правке оси O_bZ_b поворота рычага 2 правильного прибора и вращения круга O_iZ_i параллельны.

На участке торца круга диаметром

$$D_T = D_o + 2d_q, \quad (1.5.2)$$

где D_T – диаметр калибрующего плоского участка круга;

D_o – диаметр его посадочного отверстия;

d_q – наружный диаметр детали;

Алмаз 3 (рис. 1.5.1, А-А) перемещают в плоскости, перпендикулярной оси O_iZ_i вращения круга. Когда вершина алмаза 3 на круге касается наружного диаметра D_T калибрующего участка, угол поворота θ_{ba} рычага равен

$$\theta_{ba} = \arccos \frac{R_{ba}^2 + R_c^2 - R_i^2}{2R_b \cdot R_c}, \quad (1.5.3)$$

где R_{ba} – радиус траектории вершины алмаза;

$R_c = R_{ba} + \frac{D_o}{2}$ – расстояние между осями вращения круга O_iZ_i и барабана

O_bZ_b ;

R_i – текущий радиус по координате Z_i на торце круга 1.

К недостаткам этого способа шлифования следует отнести следующее:

– срезание основного припуска происходит лишь на сравнительно небольшом участке торцевой поверхности круга;

– формообразование поверхности детали осуществляется с момента входа заготовки в зону обработки и до центра круга, а вторая часть круга практически не

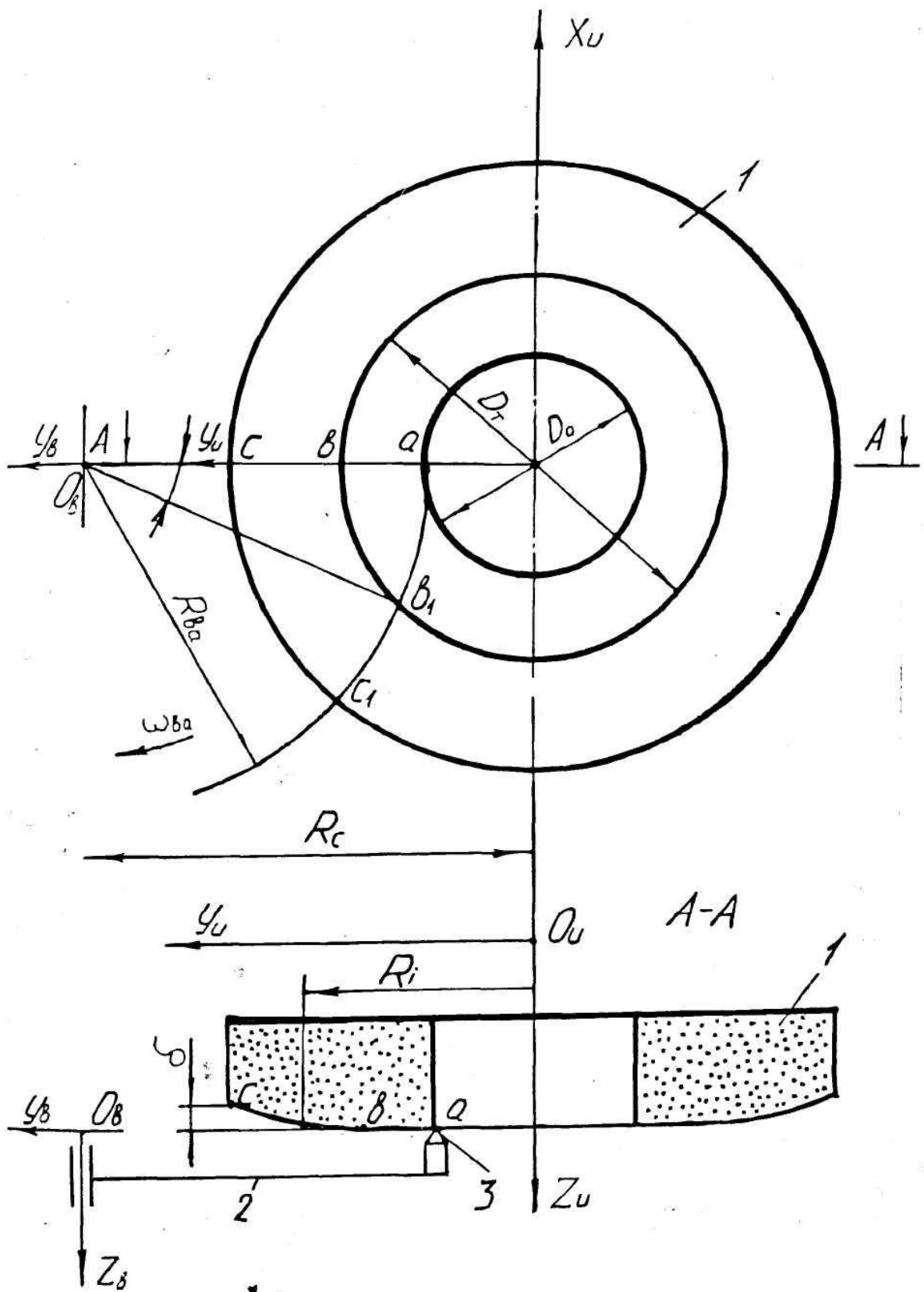


Рис. 1.5.1. Схема профилирования абразивного круга

принимает участия в процессе резания;

– калибрующий участок круга принимает участие в съеме припуска, не имеет фиксированного положения и все время смещается к центру круга за счет износа.

1.6. Погрешности геометрической формы и линейных размеров

При торцевом шлифовании возможны некоторые погрешности обработки, вызванные [110]:

- неточной наладкой и подналадкой;
- неправильным выбором режимов резания;
- неправильным выбором припусков на шлифование;
- неправильным выбором характеристик шлифовальных кругов и их повышенным износом;
- потерей режущей способности кругов и несвоевременной правкой;
- загрязнённостью смазочно-охлаждающей жидкости, недостаточным количеством её, неправильным выбором;
- износом отдельных узлов и деталей станка.

К таким погрешностям относятся:

- непараллельность, неплоскостность, и неперпендикулярность обработанных деталей;
- отклонение расстояния между торцами от номинала;
- срезы плоскостей деталей;
- прижоги шлифуемой поверхности.

Авторы [122] считают, что при шлифовании на двусторонних торцешлифовальных станках неперпендикулярность деталей по сравнению с исходной увеличивается. Происходит это в связи с возникновением двусторонних сил резания, тангенциальные составляющие которых создают вращающий момент. В процессе шлифования вращающий момент вызывает перекосяк деталей, что увеличивает исходную неперпендикулярность образующей к торцу.

В работе [34] автором разработана методика определения точности формообразования торцов цилиндрических деталей, которые не вращаются вокруг

своей оси при круговой подаче их в зону шлифования профилированными и ориентированными кругами. Разработаны схемы и приведены уравнения, позволяющие определять торцевое биение Δ_1 , непрямолинейность профиля Δ_2 , неплоскостность Δ_3 и неперпендикулярность к оси детали Δ_4 .

При нахождения координат точек реальной поверхности торца детали решаются совместно векторные уравнения поверхности детали и круга. Для этого радиус-вектор поверхности детали \bar{r}_q переводится в систему координат инструмента.

$$\bar{r}_{uq} = A_{uq} \cdot \bar{r}_q(r, \theta_q), \quad (1.6.1)$$

где A_{uq} – матрица перехода из системы координат детали в систему координат инструмента, которая определяется обобщенным формообразующим кодом станка.

Решив уравнение, получают \bar{r}_{uq} – радиус-вектор точек поверхности детали в системе координат инструмента и \bar{r}_u – радиус-вектор точек поверхности круга.

Для точек касания поверхностей детали и инструмента

$$\bar{r}_u = \bar{r}_{uq}. \quad (1.6.2)$$

Из этого условия находятся координаты Z_q точек торцевой поверхности детали и определяется ее погрешность.

Координаты торцевой поверхности $Z_q(n, k)$ цилиндрической детали представляют в виде матрицы .

где $z_{q0,0} = z_{q0,1} = \dots = z_{q0,k}$ – координата детали, измеряемая вдоль оси Z в центральной точке O_q ;

$r = r_{max} / n_{max}$ – шаг разбиения в радиальном направлении;

r_{max} – максимальный радиус детали;

n_{max} – максимальное число разбиений, $n = [0, 1, \dots, n_{max}]$;

$\theta_q = 2\pi / k_{max}$ – шаг разбиений в угловом направлении;

k_{max} – максимальное число разбиений по углу детали (должно быть четным)

$k = [1, 2, \dots, k_{max}]$.

Радиус-вектор точки торцевой поверхности детали определяется

$$\bar{r}_{q(n,k)} = \bar{i} \cdot (r \cdot n) \cdot \cos(\theta_q \cdot k) + \bar{j} \cdot (r \cdot n) \cdot \sin(\theta_q \cdot k) + \bar{k} \cdot z_{q(n,k)}. \quad (1.6.3)$$

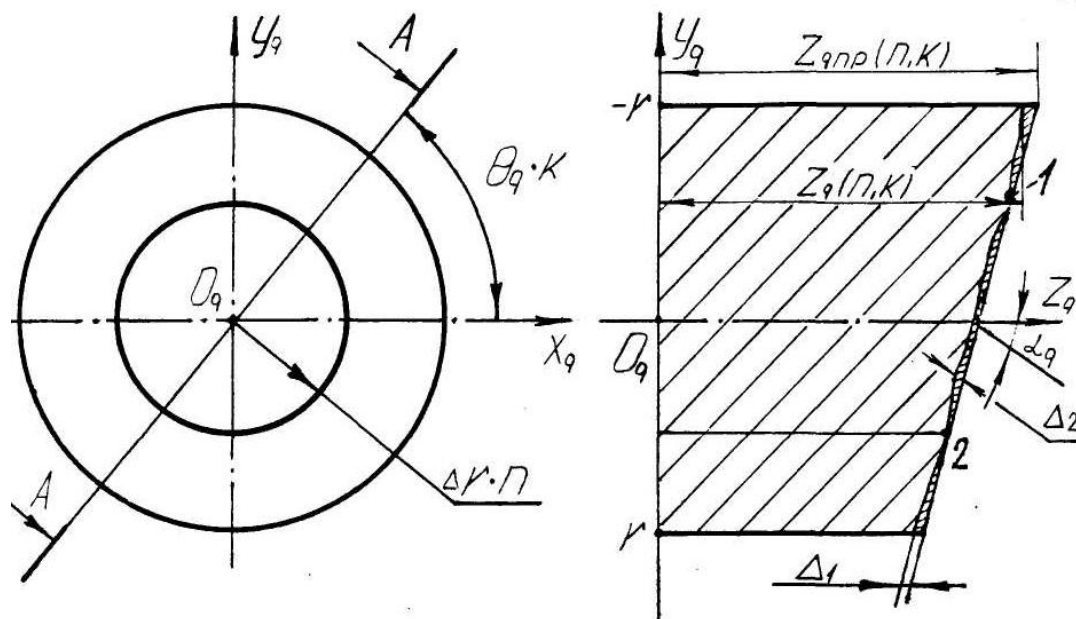


Рис. 1.6.1. Схема торцевой поверхности цилиндрической детали

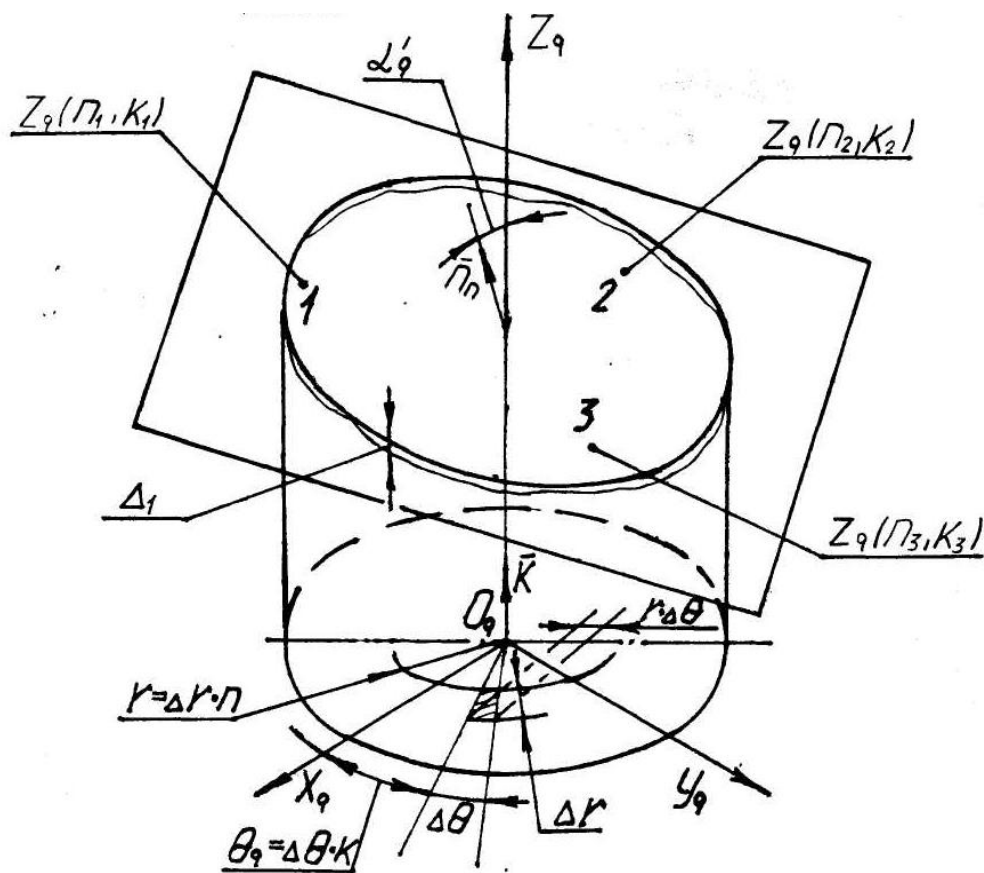


Рис. 1.6.2. Схема определения геометрической погрешности формообразования торца цилиндрической детали

Используя предложенную методику в работе [68], автор разработал схемы определения торцевого биения, непрямолинейности, неплоскостности и неперпендикулярности для деталей, которые не вращаются в процессе обработки.

1.7. Производительность шлифования

Вопросы определения производительности одностороннего двустороннего торцевого шлифования наиболее полно раскрыты в работах В. В. Кальченка [29, 34, 50].

Автором разработано уравнение для определения максимальной производительности, которая обеспечивает требуемую точность и качество обработки, и является интегральным показателем процесса шлифования торцов. Объем металла Q , который подводится в зону обработки, вычисляется по уравнению

$$Q = \sum_{k=1}^n \int_0^{T_n} \left(\int_{i_1}^{i_2} \left(\int_{Q_{1ki}}^{Q_{2ki}} V_n \cdot R_i \cdot d\theta_k \right) \sqrt{\left(\frac{dR_i}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di} \right)^2} \cdot di \right) dT_n, \quad (1.7.1)$$

где n – количество одновременно обрабатываемых деталей;

T_n – время контакта n_k -той детали с кругом;

R_i, z_i – радиус круга в i -той точке профиля и его осевая координата;

V_n – проекция вектора относительной скорости \bar{V} на нормаль \bar{n}_0 к поверхности контакта круга и детали в i -той точке;

Q_{1ki}, Q_{2ki} – угловые координаты пятна контакта на радиусе R_i круга.

Число деталей n , которые одновременно обрабатываются на станке, определяются из выражения

$$n = \frac{L}{D + C}, \quad (1.7.2)$$

где D – наружный диаметр детали;

C – расстояние между деталями на радиусе R_b подающего барабана.

Время обработки N_k -той детали

$$T_n = \frac{L}{V_{0q}}, \quad (1.7.3)$$

где $L = R_b \cdot \theta_b$ – длина дуги контакта, детали с кругом на радиусе R_b подающего барабана;

θ_b – угол положения детали в точках n и начале обработки;

$V_{0q} = \omega_b \cdot R_b$ – линейная скорость оси O_q детали;

ω_b – угловая скорость барабана.

Анализ уравнения показывает, что производительность шлифования определяется числом n одновременно обрабатываемых деталей, которое зависит от максимальной длины L_{\max} дуги контакта деталей с кругом, и угловой скоростью ω_b , зависящей от V_n .

$$\bar{V}_n = \bar{V} \cdot \bar{n}_{oi}, \quad (1.7.4)$$

где \bar{V} – вектор относительной скорости детали и инструмента, который определяется векторным способом.

\bar{n}_{oi} – единичный вектор нормали к профилю круга в i -той точке.

Автором было получено выражение для определения \bar{n}_{oi}

$$n_{oi} = [\cos \theta_k \cdot (-\sin \alpha_i); \sin \theta_k \cdot (\sin \alpha_i); \cos \alpha_i], \quad (1.7.5)$$

где α_i – угол между касательной в i -той точке профиля круга и его осью.

Возможность срезания этого объема определяют из соотношения

$$V_{nnp} = \frac{a_{znp}}{\tau}, \quad (1.7.6)$$

где a_{znp} – предельно допустимая величина срезаемого слоя одной режущей кромкой; τ – время между касаниями поверхности детали с двумя соседними режущими кромками.

Автором также были получены выражения для определения мгновенной и удельной производительности. Выражение мгновенной производительности имеет вид

$$Q_m = \int_{i_1}^{i_2} \left(\int_{\theta_{1ki}}^{\theta_{2ki}} V_n \cdot R_i d\theta_k \right) \sqrt{\left(\frac{dR_i}{di}\right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di}\right)^2} di. \quad (1.7.7)$$

Размер $R_i\theta_k$ определяет длину пятна контакта, которая измеряется вдоль окружности i -той точки профиля инструмента. Размер $dl = \sqrt{\left(\frac{dR_i}{di}\right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di}\right)^2} di$ – определяет элементарную ширину пятна контакта в окрестностях i -той точки. Границы пятна контакта определяются решением векторных уравнений поверхностей круга \bar{r}_i и детали \bar{r}_q в системе координат круга.

Удельная производительность представляет собой внутренний интеграл и может быть рассчитана по формуле.

$$Q_{yi} = \int_{\theta_{1ki}}^{\theta_{2ki}} V_n \cdot R_i \cdot d\theta_k. \quad (1.7.8)$$

Автором [40] разработана общая трехмерная (3D) модель, описывающая производительность шлифования со скрещивающимися осями кругов и деталей, сферических, торцевых, цилиндрических, торовых, криволинейных, винтовых и других поверхностей. Модель дает возможность по одной программе рассчитывать локальную, удельную, мгновенную и среднюю производительности шлифования различных поверхностей.

В разработанных математических моделях производительности не получено в явном виде выражение для определения проекции скорости относительного движения на направление вектора единичной нормали к поверхности инструмента для разных участков шлифовального круга.

1.8 Тепловые деформации детали

Производительность торцевого шлифования ограничивается теплонапряженностью процесса из-за участия в съеме припуска большого количества абразивных зерен. Качество обработанной поверхности зависит от температуры на торце детали. Теоретическим исследованиям теплонапряженности процесса шлифования посвящены работы многих отечественных и зарубежных

ученых [96, 109, 116, 120] , однако имеющиеся зависимости приведены в основном для шлифования цилиндрических поверхностей периферией круга.

Основными внутренними источниками тепла являются зона резания и подшипники шпиндельных опор.

При торцевом шлифовании первоначально установленное положение шлифовальных кругов друг относительно друга и базовых поверхностей станка изменяется вследствие тепловых деформаций, что сказывается на точности обрабатываемых изделий [109]. При проведении исследований автором было установлено, что изменение температуры СОЖ на 1°C при шлифовании подшипниковых колец диаметром 90мм приводит к увеличению неплоскостности торцов на 0,12 мкм, а непараллельности на 0,63 мкм.

Для определения влияния каждого источника тепла на положение шлифовальных кругов использованы две схемы нагружения станка:

- вращение шпинделя на холостом ходу (при этом определяли изменение положения кругов под действием тепла, выделяющегося в подшипниках);
- нагрев СОЖ (с помощью электронагревателя без вращения шпинделя).

Скорость нагрева СОЖ примерно соответствовала скорости ее нагрева на реальном станке.

В результате эксперимента построен график изменения положения шлифовального круга в вертикальной плоскости в зависимости от времени обработки (рис. 1.8.1).

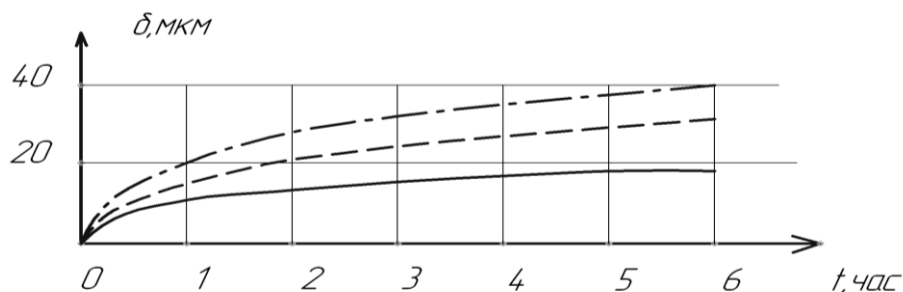


Рис. 1.8.1. График изменения положения шлифовального круга в вертикальной плоскости в зависимости от времени работы

Сплошная линия соответствует вращению шпинделя на холостом ходу; штриховая – при подогреве СОЖ без вращения шпинделя, штрихпунктирная – вращению шпинделя и подогреву СОЖ. Стабилизация положения шлифовальных кругов наступает от нагрева шпиндельных опор через 2 часа, от подогрева – через 6 часов.

В работе [116] рассматривается баланс тепловых потоков в торцешлифовальном станке. Количество выделенной в рабочей зоне теплоты (в кДж) в течение времени одного шлифования:

$$Q_1 = 3600N \cdot t. \quad (1.8.1)$$

где N - мощность шлифования, кВт.

Однако суммарное количество теплоты в рассматриваемой зоне будет несколько большим из-за поступления в нее теплоты $Q_{дон.}$ вместе с СОЖ.

$$Q_{\Sigma} = Q_1 + Q_{дон.}. \quad (1.8.2)$$

При шлифовании на двустороннем торцешлифовальном станке с подачей СОЖ на водной основе 10% возникающей теплоты переходит в станок, 5% уходит с деталями, а 85% уходит в СОЖ.

Уменьшение влияний тепловых деформаций на точность двустороннего торцевого шлифования может быть достигнуто путем стабилизации температуры СОЖ.

В общем балансе тепловых деформаций смещение торцов кругов, вызванное изменением температуры опор шпинделей составляет 20–25%, а изменением температуры СОЖ 75–80%.

Авторами [73] для расчета температуры T на торце цилиндрической детали была использована формула :

$$T = 2 \cdot q \cdot (a \cdot t)^{1/2} / \lambda \cdot \pi^{1/2} + T_o, \quad (1.8.3)$$

где q – плотность теплового потока;

a – коэффициент температуропроводности;

λ – коэффициент теплопроводности;

T_o – температура окружающей среды;

t – время контакта инструмента и детали.

Анализ (1.7.3) показывает, что температура T пропорциональна плотности теплового потока q , которую находят из выражения:

$$q = 0,3N / 427 \cdot F, \quad (1.8.4)$$

где N – эффективная мощность шлифования;

F – площадь контакта инструмента и детали.

Мощность шлифования N определяется из выражения:

$$N = a \cdot Q / \tau, \quad (1.8.5)$$

где Q – объем металла, сошлифованный кругом из одного торца детали;

τ – время, за которое сошлифовано объем Q ;

a_y – удельная работоспособность круга.

При определении мгновенной температуры T_m на торце детали в формулу (1.7.5) подставляют мгновенную производительность Q_m , которая определяется уравнением

$$Q_m = \int_{i_1}^{i_2} \left(\int_{\theta_{1ki}}^{\theta_{2ki}} V_n \cdot R_i d\theta_k \right) \sqrt{\left(\frac{dR_i}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di} \right)^2} di. \quad (1.8.6)$$

Размер $R_i \theta_k$ определяет длину пятна контакта, которая измеряется вдоль окружности i -той точки профиля инструмента. Размер $dl = \sqrt{\left(\frac{dR_i}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di} \right)^2} di$ определяет элементарную ширину пятна контакта.

Пределы пятна контакта определяются решением векторных уравнений поверхностей круга детали системе координат круга.

В уравнении (1.7.4)

$$V_n = V_x \cdot n_{ox} + V_y \cdot n_{oy} + V_z \cdot n_{oz}, \quad (1.8.7)$$

где V_x, V_y, V_z – проекции вектора относительной скорости V на координатные оси инструмента.

n_{ox}, n_{oy}, n_{oz} – проекции вектора единичной нормали на координатные оси инструмента.

В работе [40] приведена методика расчета локальных и средних температур в любых точках обрабатываемой поверхности в различные моменты времени.

Так как при шлифовании каждое абразивное зерно, вступая в работу, деформирует и срезает не холодный, а нагретый металл, то локальную температуру θ_l под зерном при шлифовании торцов цилиндрических деталей торцом круга, определяют из выражения

$$\theta_l = \theta_{nn} + \theta_p, \quad (1.8.8)$$

где θ_{nn} – температура предварительного подогрева заготовки;

θ_p – температура, возникающая как результат процесса резания на одном зерне.

$$\theta_p = \frac{\theta_1 \cdot l_1 + \theta_z \cdot l_2}{l_1 + l_2}, \quad (1.8.9)$$

где θ_1 и θ_z – локальные температуры на передней и задней поверхностях зерна;

l_1 и l_2 – длины контактных площадок на них.

Средняя температура в пределах зоны контакта

$$\theta_{cp} = \theta_{nn} + N_z \cdot f \cdot \theta_p \quad (1.8.10)$$

где N_z – число режущих кромок на единице площади; f – площадь контакта с одним зерном.

После определения начальных и граничных условий, находят температуру в любых участках заготовки в различные моменты времени. Разбив обрабатываемую деталь на отдельные стержни с адиабатическими поверхностями, и, зная что источник тепла является быстродвижущимся, температуру $\theta(y, \tau)$ определяют по формуле

$$\theta(y, \tau) = \frac{2 \cdot q \cdot \sqrt{\omega}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \left\{ \sqrt{\pi} \cdot \exp\left[-\frac{y^2}{4 \cdot \omega \cdot \tau}\right] - \frac{y \cdot \sqrt{\pi}}{\sqrt{4 \cdot \omega}} \left(1 - \operatorname{erf}\left[\frac{y}{\sqrt{4 \cdot \omega \cdot \tau}}\right]\right) \right\} \quad (1.8.11)$$

где q – плотность источника тепла;

$$\tau = \frac{d}{V_c} \text{ – время контакта;}$$

d – диаметр стержня;

V_c – скорость движения стержня;

y – координата точки по длине стержня.

1.9. Потенциал торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и инструмента и пути его реализации

Проведенный анализ литературных источников и производственного опыта показал:

1. Шлифование является одним из основных видов окончательной механической обработки, который обеспечивает необходимую точность и качество поверхностей деталей [58, 59, 63, 65, 72].

2. При шлифовании периферией круга дуга контакта и количество абразивных зерен, участвующих в процессе резания, значительно меньше, чем при шлифовании торцом. Поэтому процесс шлифования характеризуется небольшими усилиями резания, низкой теплонапряженностью и применяется при высоких требованиях к точности обработки [59], малой жесткости деталей [84], шлифовании закаленных до высокой твердости деталей [92].

3. При обработке торцов традиционными способами шлифования торец абразивного круга правят в плоскости, перпендикулярной оси вращения [111, 112], и располагают параллельно обрабатываемой поверхности или под небольшим углом к ней. В процессе формообразования торца детали параллельным ей торцом круга, припуск снимается участком, прилегающим к наружному диаметру, и плоский торец инструмента в съеме металла участия не принимает. При шлифовании наклонным плоским торцом круга припуск распределяется по его поверхности, но снижается точность формообразования торца детали в зависимости от угла наклона инструмента [118], [121], [123].

4. При шлифовании двух строго параллельных плоскостей применяется метод двустороннего шлифования одновременно двумя кругами, являющийся разновидностью метода шлифования торцом круга. При этом применяется глубинный метод шлифования, обеспечивающий съем припуска на всю глубину за один проход [58]. Эти высокопроизводительные станки применяют в массовом и крупносерийном производствах деталей [100], [120].

5. В работах [97, 107, 108] выполнен анализ графо-аналитическим способом точности формообразования, изменения сечения стружки по координате обработки

в зависимости от углов поворота кругов в вертикальной и горизонтальной плоскостях.

Имеются противоречивые заключения о влиянии статической настройки станков (углов ориентации в вертикальной и горизонтальной плоскостях и направления движения подачи деталей в зону обработки) [112], [121], [123]. Нет математических моделей, которые описывают торцевую поверхность детали в периоды врезания инструмента и формообразования, и ее геометрическую точность в зависимости от конструктивных и наладочных параметров станка, режимов шлифования и профиля круга.

6. Широко ведутся исследования [34], [73], [40], [80], по совершенствованию существующих и разработке новых более эффективных способов шлифования, так как традиционные способы не обеспечивают выполнения возрастающих требований к точности, производительности и качеству обрабатываемых поверхностей .

Новые способы торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга, с фиксированным калибрующим участком могут существенно повысить эффективность шлифования, перераспределить объемы срезаемого металла вдоль профиля инструмента, но при этом необходимо решить следующие задачи.

1. Провести системный анализ процесса торцевого плоского шлифования.

2. Разработать математическую модель формообразования и выполнить исследования влияния длины, формы калибрующего участка, углов ориентации кругов, вращения заготовок в зоне обработки на точность торцевой поверхности при шлифовании со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком

3. Для нахождения локальной, мгновенной и средней производительности обработки разработать обобщенное уравнение, которое описывает проекцию скорости относительного движения на направление вектора единичной нормали к поверхности круга.

4. Провести исследование температур и остаточных напряжений, которые возникают в процессе шлифования, и установить связь с длиной и формой калибрующего участка для управления качеством обработанной поверхности.

5. Определить основные динамические погрешности, предложить пути их уменьшения, установить закономерности влияния динамических характеристик упругой технологической системы на процесс шлифования, и определить рациональные настроечные параметры станка и режимы обработки.

6. Разработать методику и провести экспериментальные исследования параметров торцевого шлифования для оценки достоверности полученных теоретических решений и выявления потенциальных возможностей процесса.

7. Разработать новый способ торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком, устройство для его реализации и внедрить их в производство.

Структурно-логическая схема исследований приведена на рисунке 1.9.1

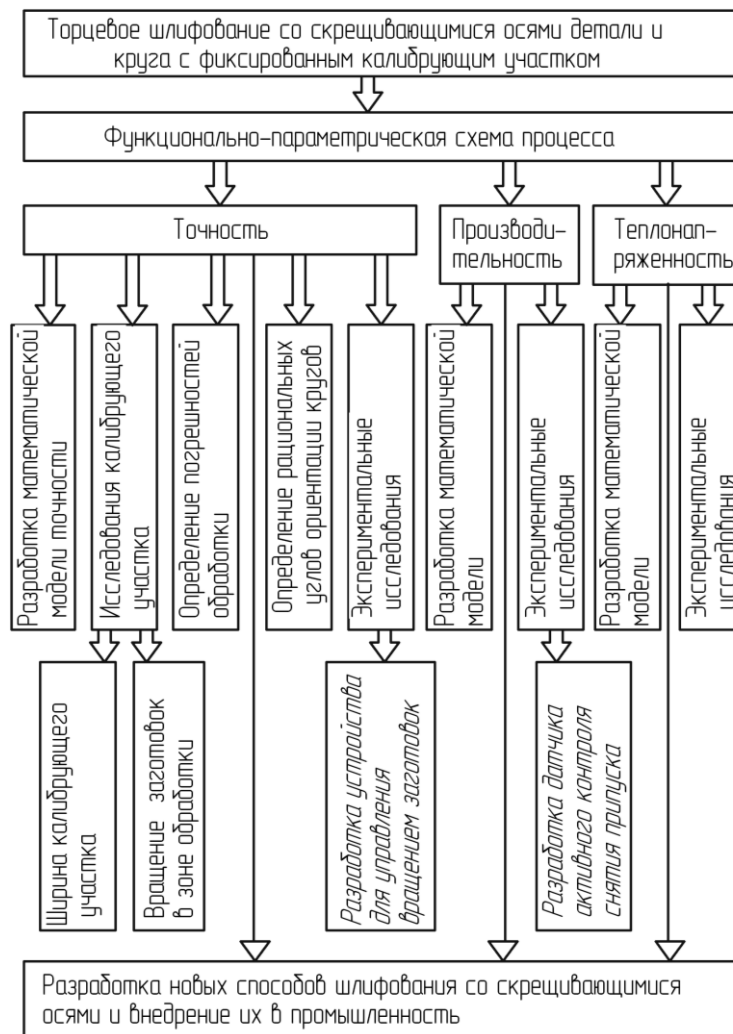


Рис. 1.9.1. Структурно-логическая схема исследований

Глава 2.

ОБЩИЕ 3D МОДЕЛИ ФОРМООБРАЗУЮЩЕЙ СИСТЕМЫ СТАНКА, ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ И ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ

2.1 Общая 3D модель формообразующей системы торцешлифовального станка

Общая геометрическая 3D модель формообразующей системы станка, может быть представлена в виде

$$\bar{r}_{qu} = M_{qu} \cdot \bar{r}_u, \quad (2.1)$$

где \bar{r}_{qu} – радиус-вектор обрабатываемой поверхности;

M_{qu} – матрица перехода из системы координат инструмента в систему координат детали;

\bar{r}_u – радиус-вектор точек режущего инструмента;

Правая часть уравнения (2.1) описывает функцию формообразования.

На рисунке 2.1 приведена общая схема формообразующей системы станка. Общая матрица перехода M_{qu} (2.1) из системы координат инструмента в систему координат детали, представленная в виде общего кода формообразующих систем станков в матрицах M_i обобщенных перемещений имеет вид

$$\begin{aligned} M_{qu} = & M_6(\theta_V(\theta_B) + \theta_{B6}) \cdot M_6(-\theta_W(\theta_B)) \cdot M_5(\psi_W(\theta_B)) \times \\ & \times M_1(-R_B(\theta_B)) \cdot M_6(\theta_B) \cdot M_3(-Z_C \pm P \cdot \theta_B) \cdot M_1(-X_C(\theta_B)) \times, \quad (2.2) \\ & \times M_2(-y_C(\theta_B)) \cdot M_4(\varphi(\theta_B)) \cdot M_5(-\psi(\theta_B)) \cdot M_1(X_2(\theta_B)) \end{aligned}$$

где θ_V – угол поворота базовой втулки 3 (рис. 2.1, Ia) относительно ее оси O_6Z_6 в плоскости $X_6O_6Y_6$ при шлифовании круглых, вращающихся в процессе обработки, деталей 2₁; θ_{B6} – угол ориентации оси O_6X_6 (рис. 2.1, I, б) втулки 3 относительно оси O_BX_B системы координат $O_BX_BY_BZ_B$ подающего барабана 4 при шлифовании торцов некруглых деталей 2, которые не вращаются при обработке; θ_W – угол ориентации оси O_6X_W (рис. 2.1, I, а) системы координат

$O_6X_wY_wZ_w$, плоскость $X_wO_6Z_w$ которой совпадает с направлением вектора скорости V_w (рис. 2.1, I, а, А) ведущего круга 1_1 при шлифовании сферических поверхностей деталей 2_1 ; ψ_w – угол поворота оси O_6X_k (рис. 2.1, I, а, А) системы координат $O_6X_kY_kZ_k$, относительно оси O_6Y_k , совпадающей с осью O_6Y_w , ведущим кругом 1_1 , при шлифовании сферических деталей 2_1 ;

При бесцентровом шлифовании полных сферических поверхностей, например, шариков 2_1 (рис. 2.1, I, а, А) подшипников, правый круг 1_1 (рис. 2.1) является ведущим, левый 1 – шлифовальным.

В коде формообразующей системы станка при относительном движении шлифовального круга 1 (рис. 2.1) относительно обрабатываемой сферической детали 2_1 , (рис. 2.1, I, а, А) используются все матрицы M_i общего кода (2.2), в котором упрощены выражения аргумента первой матрицы $M_6(\theta_v(\theta_B) + \theta_{B6} = \theta_v(\theta_B))$ и аргументов в матрицах, не зависящих от угла θ_B поворота подающего барабана 4 , $M_1(-X_c(\theta_B) = -X_c)$; $M_2(-Y_c(\theta_B) = Y_c)$; $M_4(\varphi(\theta_B) = \varphi)$; $M_5(-\psi(\theta_B) = -\psi)$; $M_1(X_2(\theta_B) = X_2)$.

Код формообразующей системы для ведущего круга 1_1 будет аналогичным приведенному (2.2) для шлифовального круга 1 . При этом в матрице M_3 (2.2)

$$Z_{c1} = Z_{oc1} - Z_c.$$

При одновременном двустороннем шлифовании торцов цилиндрических деталей 2_1^1 (рис. 2.1), которые вращаются в процессе обработки, например, поршневые пальцы, ролики подшипников, пружины и другие, выражение $M_{qн}$ будет аналогичным (2.2) при шлифовании сферических поверхностей 2_1 с исключением двух матриц $M_6(-\theta_w(\theta_B) = 0)$ и $M_5(\psi_w(\theta_B) = 0)$.

При двустороннем шлифовании торцов некруглых твердосплавных пластин 2 (рис. 2.1, I, б) крестовин карданных валов и других не вращающихся в процессе обработки деталей, выражение $M_{qн}$ будет аналогичным (2.2) при шлифовании цилиндрических вращающихся деталей 2_1^1 с изменением аргумента в первой матрице $M_6(\theta_v(\theta_B) + \theta_{B6} = \theta_{B6})$.

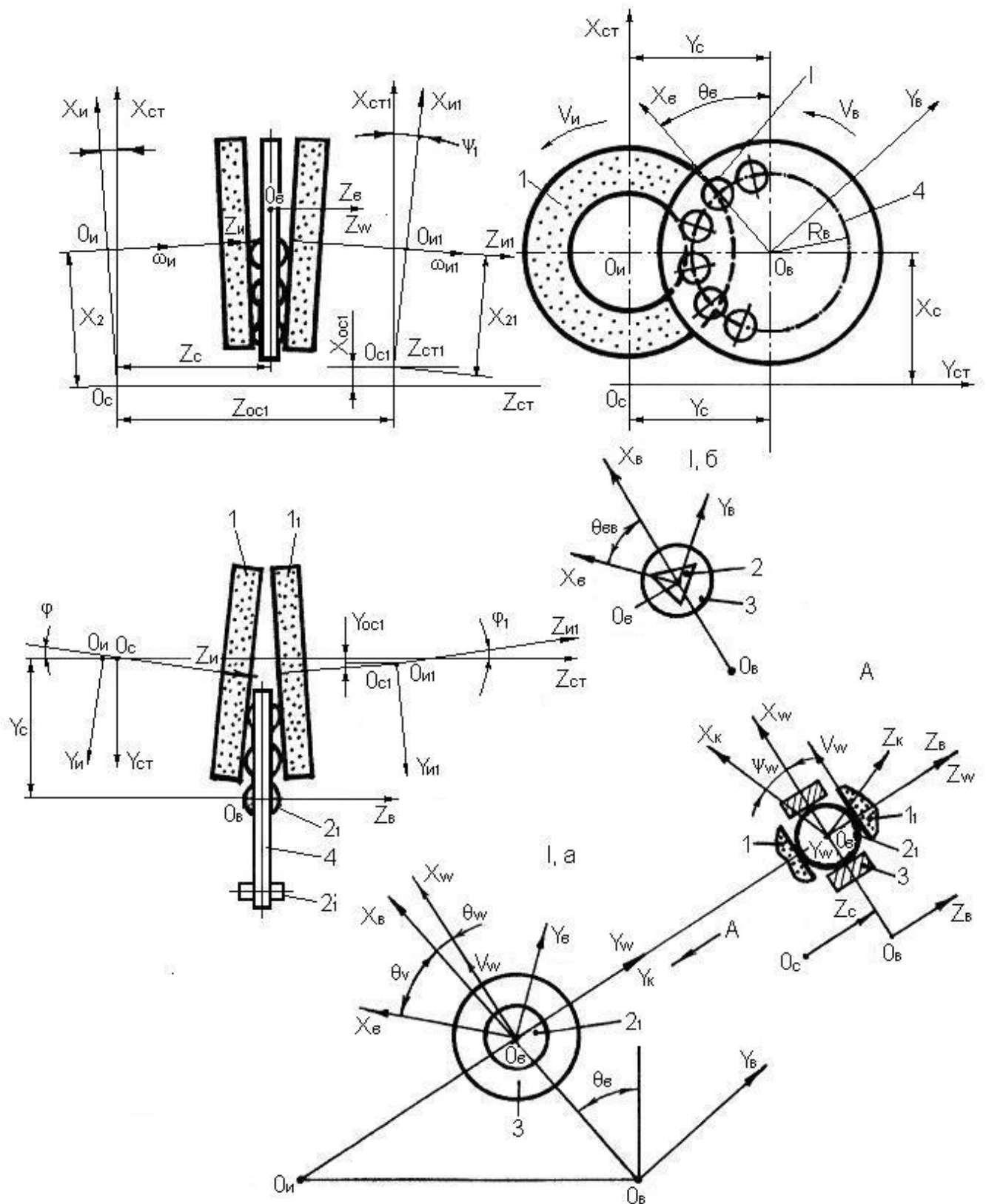


Рис. 2.1. Общая схема формообразующих систем станков для шлифования поверхностей со скрещивающимися осями кругов и деталей

2.2. Общая 3D модель поверхностей шлифовальных кругов

Схема формообразования, основанная на сочетании вращений инструмента и деталей вокруг скрещивающихся осей, является наиболее общей [88]. Все другие схемы являются частными случаями этой схемы.

В известных работах [88] инструментальная поверхность вращения определяется из условий формообразования без учета величины и формы снимаемого припуска, шероховатости обрабатываемой поверхности, режимов шлифования и правки на различных участках периферии и торца круга. В работе [30] предложена двумерная (2D) геометрическая модель, описывающая осевой профиль круга, при шлифовании со скрещивающимися осями торцов деталей. В данной работе разработана общая трехмерная (3D) геометрическая модель, описывающая рабочие поверхности периферии и торца кругов.

При шлифовании со скрещивающимися осями абразивный круг 1 устанавливают на станок и затем правят алмазным карандашом 3 (рис. 2.2) Перед правкой рассчитывается форма инструментальной поверхности, на основании которой изготавливается алмазный ролик или определяются текущие координаты движения алмазного карандаша при правке.

Геометрическая модель поверхности круга может быть представлена в виде

$$\bar{r}_u = M_6(\theta_u) \cdot M_{ur} \cdot \bar{r}; \quad (2.6)$$

$$\frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \theta} \times \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \psi_k} \cdot \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \theta_u} = 0; \quad (2.7)$$

$$\bar{r}_{u\phi} - M_{ur} \cdot \bar{r}_q = \Delta q; \quad (2.8)$$

$$\frac{\partial \Delta q}{\partial \varphi} = 0; \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial \Delta q}{\partial \psi} = 0; \quad (2.10)$$

$$\left| \frac{\partial \Delta q}{\partial \varphi} \times \frac{\partial \Delta q}{\partial \psi} \right| = |\Delta q_{\min}| \leq \delta_q; \quad (2.11)$$

$$\bar{n}_{ин} - M_{ur} \cdot \bar{r}_3 = \Delta \mathfrak{B} \geq \delta_3; \quad (2.12)$$

$$S_{o \max} = 2 \sqrt{2 \cdot \rho(\psi_k) \cdot H \cdot \frac{R_{kp}}{R_{kp} \pm \rho(\psi_k)}}, \quad (2.13)$$

где $\bar{r} = \bar{r}_q$ – радиус-вектор поверхности детали при определении формы инструментальной поверхности, $\bar{r} = \bar{r}_3$ – радиус-вектор поверхности заготовки при расчете величины врезания круга в зависимости от снимаемого припуска и профиля образующей заготовки, $\bar{r} = \bar{r}_k$ – радиус-вектор поверхности копира 2 (рис. 2.2); $\bar{r} = \bar{r}_a$ – радиус-вектор формообразующего участка алмазного карандаша 3 (рис. 2.2); M_{ur} – матрица перехода из системы координат вектора \bar{r} (2.6) в систему круга 1, которая определяется формообразующим кодом станка (рис. 2.2); θ_u – угловой параметр поверхности круга.

Подставив значения \bar{r} и M_{ur} в (2.6) получим выражение \bar{r}_u в матрицах M_i обобщенных перемещений.

$$\begin{aligned} \bar{r}_u = & M_6(\theta_u) \cdot M_1(-x_2) \cdot M_5(\psi) \cdot M_4(-\varphi) \cdot M_2(y_c(\theta)) \times \\ & \times M_1(x_c) \cdot M_3(Z_c \pm P\theta) \cdot M_6(-\theta) \cdot M_1(R_{bk}(\theta)) \cdot M_3(-Z_0(\theta)) \times, \quad (2.14) \\ & \times M_6(\theta_n(\theta)) \cdot M_4(\varphi_n) \cdot M_5(\psi_k) \cdot M_3(-\rho(\psi_k)) \cdot e_4 \end{aligned}$$

где ψ_k – угловой параметр точки образующей, с текущим радиусом $\rho(\psi_k)$ поперечного сечения копира 2, алмазного карандаша 3 (рис. 2.2, А-А), алмазного ролика 2 или детали 3 относительно оси $O_k Y_k$ системы координат $O_k X_k Y_k Z_k$; φ_n и θ_n – углы ориентации сечения детали 3 копира 2 относительно осей X_k (рис. 2.2, А-А) и Z_k (рис. 2.2); Z_0 – координата O_k относительно плоскости $X_6 O_6 Y_6$ системы координат барабана; R_{bk} – радиус начала координат O_k копира 2 (рис. 2.2) и алмазного карандаша 3 в системе координат барабана.

При однопараметрическом огибании связь между параметрами имеет вид равенства нулю смешанного произведения трех векторов частных производных вектора \bar{r}_u (2.7).

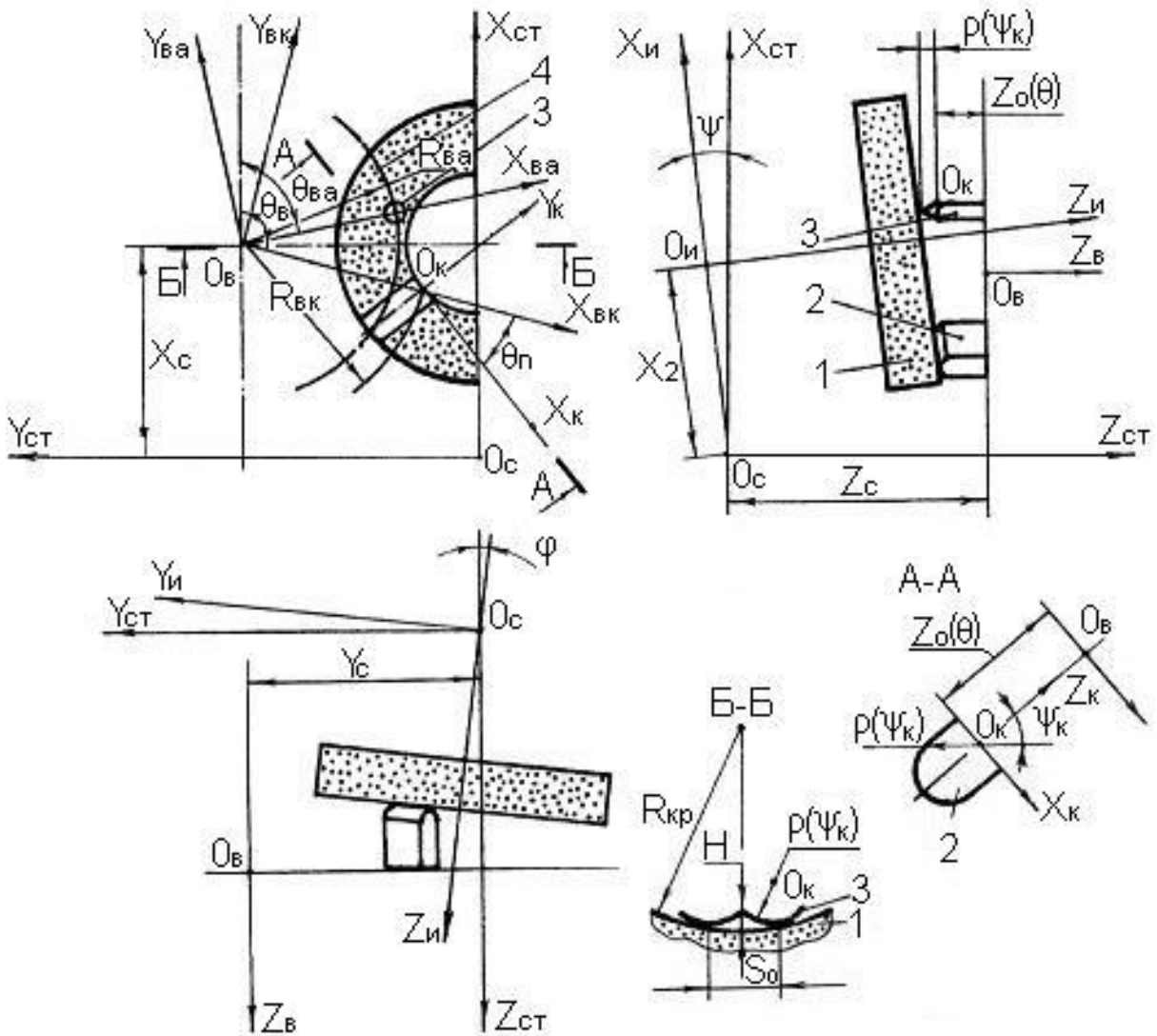


Рис. 2.2. Общая схема профилирования поверхности круга при шлифовании со скрещивающимися осями его и деталей

Из системы уравнений (2.6) и (2.7) определяется радиус-вектор \bar{r}_u , который описывает множество инструментальных поверхностей. Выбор рациональной осуществляется выполнением следующих требований. При однократном глубинном шлифовании, например, торцов, углами поворота φ и ψ круга 1 (рис. 2.2) и его профилированием обеспечивают минимизацию погрешности Δq обрабатываемой поверхности на формообразующем участке круга $\bar{r}_{u\varphi}$, которая описывается выражениями (2.8-2.10). Модуль вектора минимальной погрешности $|\Delta q_{\min}|$ определяют из (2.11), который должен быть меньше допуска δ_q на

обработку.

При тех же углах φ и ψ поворота на начальном участке круга 1 (рис. 2.2), где заготовка входит в зону обработки, разность Δ_3 (2.12) радиус-векторов инструментальной поверхности и заготовки \bar{r}_3 должна быть больше допуска δ_3 на заготовку. Это обеспечивает безударное начало шлифования профилированным торцом круга торцов заготовок.

При профилировании абразивного круга 1 (рис. 2.2) алмазным карандашом 3, который крепится на подающем барабане, в уравнении (2.14) матрицы $M_6(\theta_n(\theta)=0)$; $M_4(\varphi_n=0)$; угол $\theta_\theta = \theta_{\theta a}$; радиус $R_{\theta k} = R_{\theta a}$.

Оценка величины неровностей на различных участках поверхности абразивного круга осуществляется по уравнениям (2.6) и (2.7), в которых параметры θ и θ_u , зависящие от времени t , выражаются в виде $\theta = \theta(t)$; $\theta_u = \theta_u(t)$. Частные производные по времени в уравнении (2.7) дают возможности выразить линейные скорости вращения круга 1 и подающего барабана 4 в функции от угловых скоростей w_u круга и w_θ барабана. w_u определяется режимом правки и, как правило, остается такой же как при шлифовании деталей. Достижение требуемой величины неровностей H (рис. 2.2, Б-Б) на круге достигается изменением угловой скорости w_θ барабана. При этом максимальная радиальная подача S_{max} на один оборот круга определяется из выражения (2.13), в котором R_{kp} – текущий радиус кривизны осевого сечения круга.

2.3. 3D моделирование обрабатываемых поверхностей при шлифовании со скрещивающимися осями кругов и деталей

В процессе шлифования со скрещивающимися осями кругов и деталей получают ряд поверхностей в зависимости от формы рабочей части инструмента и связей в формообразующей системе станка. Общую часть уравнений \bar{r}_{qi} различных поверхностей деталей, обрабатываемых на станке, без учета связей в формообразующей системе, можно представить в виде уравнения (2.1).

Трехмерная геометрическая модель (3D) рабочей поверхности \bar{r}_u

шлифовального круга 1 (табл. 2.1), в матрицах M_i обобщенных перемещений, имеет вид

$$\bar{r}_u = M_3(Z_{i\phi}) \cdot M_6(\theta_k) \cdot M_1(R_{i\phi}) \cdot e_4, \quad (2.15)$$

где $R_{i\phi}$ – фактический радиус сечения круга 1 в пределах i -той точки профиля, с учетом текущего износа; $Z_{i\phi}$ – его осевая координата.

Подставив выражение (2.2) и (2.15) в (2.1) получим радиус-вектор \bar{r}_{qu} в системе координат детали (табл. 2.1, 1), который в правой части содержит ряд переменных: $\theta_v, \theta_w, \psi_w, R_B, \theta_B, Z_C, X_C, Y_C, \varphi, \psi, X_2, i, \theta_k$. 3D модель конкретной обрабатываемой поверхности детали должна содержать в правой части развернутого выражения (2.1) две независимые переменные. Для достижения этого на перечисленные переменные накладывают связи различного вида и получают выражения всех переменных через два аргумента.

В процессе бесцентрового шлифования шариков 2₁ (табл. 2.1, 1, I, A) правый круг 1₁ является ведущим, левый 1 – шлифовальным. При относительном движении шлифовального круга 1 относительно обрабатываемой детали 2₁, для получения 3D модели сферической поверхности, к векторному уравнению (2.1) формообразования, добавляют систему скалярных связей. Сферическую поверхность получают при однопараметрическом огибании, где связь имеет вид равенства нулю смешанного произведения трех векторов частных производных вектора \bar{r}_{qu} по переменным θ_B, i, θ_k (табл. 2.1, 1), две из которых i, θ_k входят в 3D модель (2.15) режущего инструмента. При обработке сферы 2₁ положения кругов 1, 1₁ и барабана 4 являются фиксированными в процессе обработки, поэтому аргументы матриц $M_1(-X_C), M_2(-Y_C), M_4(\varphi), M_5(-\psi), M_1(X_2)$ являются постоянными (табл. 2.1, 1). Углы ориентации φ и ψ шлифовального круга зависят от требуемой точности Δ обработки и снимаемого припуска δ . В процессе съема припуска δ , при повороте барабана 4 на угол $\Delta\theta_B$ изменяется положение центра O_s сферы на радиусе R_B (табл. 2.1, 1) и вдоль оси Z_C (табл. 2.1, 1, I, A).

Поверхности, получаемые при шлифовании со скрещивающимися осями кругов и деталей

№ п/п	Поверхность	Схема формообразующей системы станка	3D модель обрабатываемой поверхности	
			Радиус-вектор \vec{r}_{qu}	Система связей
1.	Сферическая		$\vec{r}_{qu} = M_6(\theta_V) \times$ $M_6(-\theta_W) \cdot M_5(\psi_W) \times$ $M_1(-R_B) \cdot M_6(\theta_B) \times$ $M_3(-Z_C) \cdot M_1(-X_C) \times$ $M_2(-Y_C) \cdot M_4(\varphi) \times$ $M_5(-\psi) \cdot M_1(X_2) \times$ $M_3(Z_{i\varphi}) \cdot M_6(\theta_k) \times$ $M_1(R_{i\varphi}) \cdot e_4$	$\frac{\partial \vec{r}_{qu}}{\partial i} \times \frac{\partial \vec{r}_{qu}}{\partial \theta_k} \cdot \frac{\partial \vec{r}_{qu}}{\partial \theta_B} = 0$ $\varphi = const; \psi = const;$ $X_C = X_2 = const;$ $Y_C = const;$ $R_B = R_B(\delta, \theta_B),$ $Z_C = Z_C(\delta, \theta_B);$ $\theta_w = \theta_w(\theta_B);$ $\theta_V = \theta_V(\theta_B);$ $\psi_w = \psi_w(\theta_B).$
2.	Торцовая		$\vec{r}_{qu} = M_6(\theta_{B\delta}) \times$ $M_1(-R_B) \cdot M_6(\theta_B) \times$ $M_3(-Z_C) \cdot M_1(-X_C) \times$ $M_2(-Y_C) \cdot M_4(\varphi) \times$ $M_5(-\psi) \cdot M_1(X_2) \times$ $M_3(Z_{i\varphi}) \cdot M_6(\theta_k) \times$ $M_1(R_{i\varphi}) \cdot e_4$	$\frac{\partial \vec{r}_{qu}}{\partial i} \times \frac{\partial \vec{r}_{qu}}{\partial \theta_k} \cdot \frac{\partial \vec{r}_{qu}}{\partial \theta_B} = 0$ $;$ $\varphi = const; \psi = const;$ $X_C = X_2 = const;$ $Y_C = const; \theta_{B\delta} = const;$ $R_B = const; Z_C = const;$

Угол θ_w ориентации оси $O_w X_w$ (табл. 2.1, 1, I) системы координат $O_w X_w, Y_w, Z_w$, плоскость $X_w O_w Z_w$ который совпадает с направлением вектора скорости V_w (табл. 2.1, 1, I, A) ведущего круга 1₁, функционально зависит от угла θ_B поворота барабана 4 (табл. 2.1, 1). Для получения требуемой макро- и микрогеометрии сферы

2_1 в процессе формообразования на калибрующем участке круга 1, который определяется при его профилировании [57], необходима функциональная связь углов поворота θ_V и ψ_W от θ_B (табл. 2.1, 1).

При двустороннем шлифовании торцов цилиндрических деталей 2_1^1 (табл. 2.1, 1), которые вращаются в процессе формообразования, например, втулки, ролики, кольца подшипников, цилиндрические пружины сжатия и другие, выражение \bar{r}_{qu} аналогично приведенному в табл. 2.1.1 без двух матриц, в которых аргументы θ_W и ψ_W равны нулю (табл. 2.1, 2).

При шлифовании торцов деталей, которые не вращаются в процессе обработки, выражение \bar{r}_{qu} соответствует (табл. 2.1, 2), где в первой матрице угол поворота θ_V заменен на θ_{B_6} , который определяет ориентацию оси O_6X_6 (табл. 2.1, 2) втулки 3 относительно оси O_BX_B системы координат $O_BX_BY_BZ_B$ подающего барабана 4 (табл. 2.1, 1).

2.4. Модульное 3D геометрическое моделирование

Анализ, разработанной нами общей схемы формообразующих систем станков (рис. 2.1) при шлифовании со скрещивающимися осями инструмента и детали показал, что матрица перехода $M_{\partial u}$ (2.1) из системы координат шлифовального круга в систему координат детали представляет собой произведение 15-ти однокоординатных матриц, что соответствует групповой обработке торцов цилиндрических деталей. Исследование данной матрицы показало, что она является общей и может быть использована для описания 3D моделей различных деталей (табл. 2.1), и при последовательном обнулении аргументов ряда матриц можно получить частные 3D модели формообразующих систем различных станков и перейти от описания групповой обработки к обработке одним инструментом одной детали. А также можно перейти к геометрическому моделированию поверхностей и линий. Данная общая 3D модель дает возможность рассчитывать по одной программе частные 3D модели различных поверхностей деталей, что упрощает процесс 3D моделирования и выгодно отличается от известных 3D моделей

формообразующих систем станков и обрабатываемых поверхностей, например предложенных профессорами Д.Н. Решетовым и В.Т. Портманом в их монографии «Точность металлорежущих станков» [87], где при разработке каждой новой 3D модели формообразующей системы станка, необходимо разрабатывать новую конкретную 3D модель. К недостаткам изложенной выше общей 3D модели относится необходимость использования одной модели независимо от того, описываем ли мы плоскую линию и обнуляем аргументы 13 матриц, либо производим групповую обработку ряда деталей, где работают все 15 матриц.

Современное машиностроение нуждается в соединении высокого уровня и качества изделий с высокой производительностью и гибкостью производства. Это обеспечивается, в частности, применением автоматизированных систем проектирования и производства CAD/CAM, геометрическим ядром которых должны быть эффективные, компактные и универсальные 3D модели, которые описывают формообразующие системы станков, инструментальные и обрабатываемые поверхности. Поэтому возникла необходимость создания иерархии общих 3D моделей [126].

Анализ матрицы перехода (таблица 2.6) показал, что она состоит из ряда функциональных модулей

$$\begin{aligned}
 M_{ou} = & [M_3(z) \cdot M_6(\theta) \cdot M_2(y)] \cdot & \leftarrow C^\phi \\
 & \cdot [M_3(z_b) \cdot M_6(\theta_b) \cdot M_2(y_b)] \cdot & \leftarrow C^m \\
 & \cdot [M_3(z_c) \cdot M_2(y_c) \cdot M_1(x_c)] \cdot & \leftarrow P^n, \quad (2.16) \\
 & \cdot [M_4(\varphi) \cdot M_5(\psi) \cdot M_1(x_2)] \cdot & \leftarrow S^o \\
 & \cdot [M_3(z_u) \cdot M_6(\theta_u) \cdot M_2(y_u)] & \leftarrow C^u
 \end{aligned}$$

При разработке любой системы важным фактором является создание её элементной базы, в нашем случае это модулей, из которых она состоит.

Анализ формообразующих систем станков показал, что в зависимости от их типов обработка осуществляется в цилиндрической, прямоугольной и сферической системах координат. Поэтому предлагается в качестве модулей формообразования

применять цилиндрический C^ϕ (2.19), прямоугольный P^ϕ (2.20) и сферический S^ϕ (2.21), каждый из которых представляет собой произведение трех однокоординатных матриц.

$$\begin{aligned}
C_{z_\phi, \theta_\phi, y_\phi}^\phi &= [M_3(z_\phi) \cdot M_6(\theta_\phi) \cdot M_2(y_\phi)] = \\
&= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_\phi \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos \theta_\phi & -\sin \theta_\phi & 0 & 0 \\ \sin \theta_\phi & \cos \theta_\phi & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y_\phi \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} = \\
&= \begin{pmatrix} \cos \theta_\phi & -\sin \theta_\phi & 0 & -\sin \theta_\phi \cdot y_\phi \\ \sin \theta_\phi & \cos \theta_\phi & 0 & \cos \theta_\phi \cdot y_\phi \\ 0 & 0 & 1 & z_\phi \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \tag{2.17}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
P_{z_\phi, y_\phi, x_\phi}^\phi &= [M_3(z_\phi) \cdot M_2(y_\phi) \cdot M_1(x_\phi)] = \\
&= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_\phi \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y_\phi \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & x_\phi \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & x_\phi \\ 0 & 1 & 0 & y_\phi \\ 0 & 0 & 1 & z_\phi \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \tag{2.18}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
S_{\varphi_\phi, \psi_\phi, x_\phi}^\phi &= [M_4(\varphi_\phi) \cdot M_5(\psi_\phi) \cdot M_1(x_\phi)] = \\
&= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & \cos \varphi_\phi & -\sin \varphi_\phi & 0 \\ 0 & \sin \varphi_\phi & \cos \varphi_\phi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos \psi_\phi & 0 & \sin \psi_\phi & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ -\sin \psi_\phi & 0 & \cos \psi_\phi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & x_\phi \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} = \\
&= \begin{pmatrix} \cos \psi_\phi & 0 & \sin \psi_\phi & \cos \psi_\phi \cdot x_\phi \\ \sin \varphi_\phi \cdot \sin \psi_\phi & \cos \varphi_\phi & -\sin \varphi_\phi \cdot \cos \psi_\phi & \sin \varphi_\phi \cdot \sin \psi_\phi \cdot x_\phi \\ -\cos \varphi_\phi \cdot \sin \psi_\phi & \sin \varphi_\phi & \cos \varphi_\phi \cdot \cos \psi_\phi & \cos \varphi_\phi \cdot \sin \psi_\phi \cdot x_\phi \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \tag{2.19}
\end{aligned}$$

Исследования функционального назначения модулей показало, что модуль инструмента, например, шлифовального круга (табл. 2.2) описывается цилиндрическим модулем, шлифовального бруска (табл. 2.2) – прямоугольным модулем, сферического инструмента (табл.2.2) – сферическим модулем. Модуль ориентации в наших исследованиях, как правило, описывается сферическим модулем как при обработке одним инструментом одной детали, так и при групповой обработке (табл.2.2). Транспортно-подающий модуль при групповой обработке описывается цилиндрическим модулем, модуль преобразования координат – прямоугольным.

Таблица 2.2

Модули и их функциональное назначение

Моделируемые функции при обработке одной детали одним инструментом						Модули	Применяемый инструмент
формообразования			ориентации	инструмента			
Цилиндрический	○			○	○		3D модель круга
Прямоугольный	○			○	○		3D модель бруска
Сферический	○			○	○		3D модель сферического инструмента
При групповой обработке деталей						Модули	Применяемый инструмент
формообразования	транспортирования и подачи деталей	преобразования координат	ориентации	инструмента			
Цилиндрический	○	○	○	○	○		3D модель круга
Прямоугольный	○			○	○		3D модель бруска
Сферический	○			○	○		3D модель сферического инструмента

Под модулем понимается – 3D геометрическая модель, которая описывает перемещение (положение) точки или их совокупности в трехмерном пространстве и имеет ряд функциональных назначений: формообразование детали и инструмента, его ориентацию, транспортирование и подачу детали в зону обработки и преобразование систем координат. Модуль можно представить в виде произведения трех однокоординатных матриц четвертого порядка (2.17, 2.18, 2.19). При кодировании модулей в нижнем индексе указываются аргументы этих матриц, в порядке их расположения в произведении, а верхний индекс указывает функциональное назначение модуля.

Отличительной особенностью шлифовальных станков является то, что абразивный круг перед процессом шлифования вначале должен быть заправлен на этом же станке. Структура формообразующей системы (рис. 2.7) шлифовального станка имеет две составляющие: 1 – подсистема, которая осуществляет формообразование абразивного инструмента; 2 – подсистема, которая осуществляет формообразование поверхности детали.

На рисунке 2.3: I_a – инструмент для профилирования абразивного круга; $\Phi СИ$ – формообразующая система станка при профилировании абразивного инструмента; I – абразивный инструмент; $\Phi СД$ – формообразующая система станка, осуществляющая движение формообразования при обработке детали; $Д$ – деталь.

Радиус-вектор рабочей поверхности абразивного инструмента \vec{r}_u описывается уравнением (2.20), а сам процесс правки цилиндрического круга алмазным карандашом показан в таблице 2.3, код C^ϕ :

$$\vec{r}_u = M_{ua} \cdot \vec{r}_a, \quad (2.20)$$

где \vec{r}_a – радиус вектор инструмента для правки круга; M_{ua} – матрица перехода из системы координат правящего инструмента в систему координат абразивного инструмента.

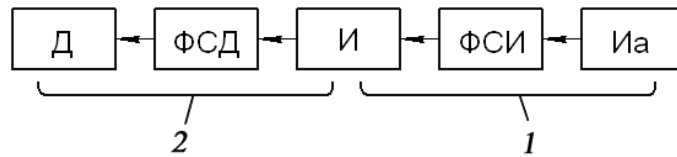


Рис. 2.3. Структура формообразующей системы шлифовального станка

После определения радиус-вектора инструмента находим радиус-вектор обрабатываемой поверхности детали, которая описывается уравнением (2.21).

$$\vec{r}_\partial = M_{\partial u} \cdot M_{ua} \cdot \vec{r}_a, \quad (2.21)$$

При модульном 3D моделировании обрабатываемых поверхностей зависимость (2.21) описывает общую часть уравнений разнообразных поверхностей деталей. 3D модель конкретной обрабатываемой поверхности должна включать в себя две независимые переменные. Для достижения этого на аргументы в матрицах модулей налагают связи : функциональные, огибания или скрытые [87], и получают выражение всех переменных через два аргумента. Число связей n_c определяется из выражения

$$n_c = b_\phi + c_u - 2, \quad (2.22)$$

где b_ϕ – число звеньев формообразующей системы станка, осуществляющих движения формообразования при обработке детали; c_u – число звеньев формообразующей системы того же станка, осуществляющих движение формообразования при профилировании абразивного инструмента, например, алмазным карандашом.

Для полноты 3D моделей добавляют неравенства, которые ограничивают интервалы значений параметров. Уровень иерархии общей 3D модели определяется числом модулей, которые входят в матрицу перехода $M_{\partial u}$, в уравнении (2.21). Это уравнение можно представить в матричном виде, заменив модули их математическим выражением из уравнений (2.17, 2.18, 2.19).

Анализ корневых деревьев модульных 3D моделей формообразующих систем станков и обрабатываемых поверхностей показывает, что модуль формообразования, который расположен на первом уровне иерархии, присутствует во всех корневых деревьях – это подтверждает, что он является главными и может

быть цилиндрическим C^ϕ , прямоугольным P^ϕ или сферическим S^ϕ .

Инструментальный модуль может быть цилиндрическим C^II , например, для шлифовального круга, прямоугольным P^II , для абразивных брусков, или сферическим S^II . Модуль ориентации, как правило, сферический и располагается перед инструментальным (рис. 2.4).

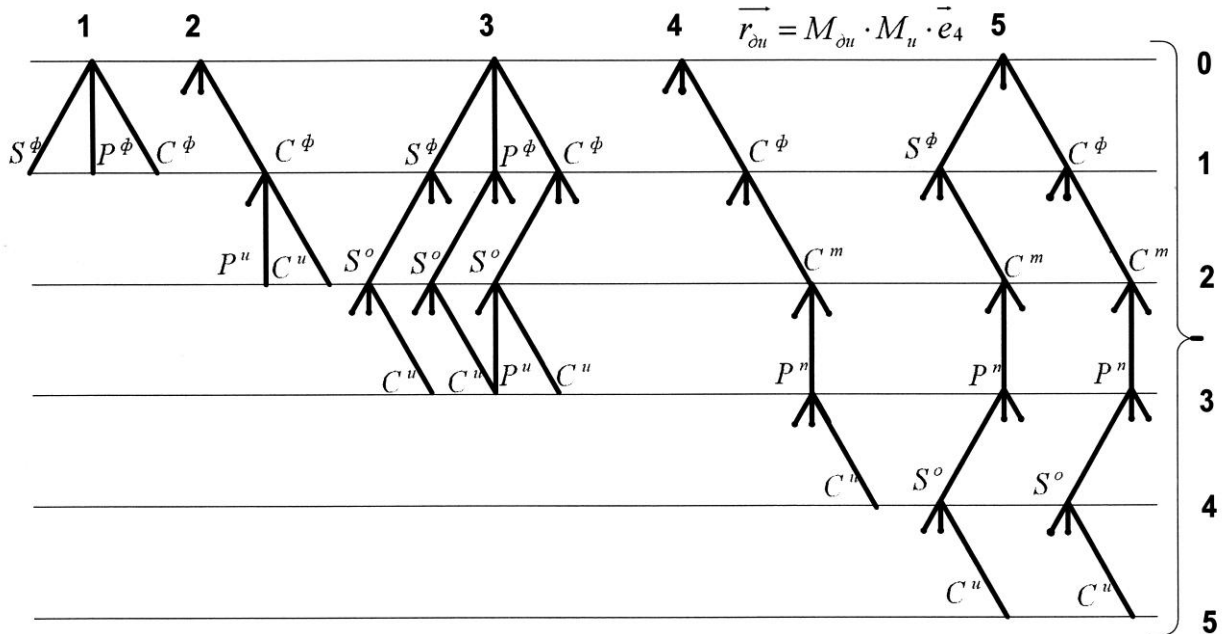


Рис. 2.4. Корневые деревья модульных 3D моделей формообразующих систем станков

Радиус-вектор обрабатываемой поверхности детали (2.21) описывает общую часть уравнений разнообразных поверхностей деталей, которые обрабатываются на станке, без учета связей в формообразующей системе. Суммарное число N схем обработки определяется по предложенной формуле (2.23).

$$N = \sum_{j=1}^k (n_{j \max} - n_{j0} - n_{j3} - n_{jc}), \quad (2.23)$$

где k – число разнообразных типов применяемых инструментов на станке; $n_{j \max}$ – максимальное число вариантов связей между движениями формообразования при обработке j -ым типом инструмента; n_{j0} – число связей, которые дают

одинаковый вид поверхности при обработке одним j -ым типом инструмента; $n_{jз}$ – число связей, которые останавливают главное движение либо круговую подачу детали, например, при круглом шлифовании поверхностей вращения или одно из движений огибания; n_{jc} – число связей, которые запрещены специализацией станка.

При обработке точечным инструментом 1 (табл. 2.3, код C^ϕ) или при геометрическом моделировании поверхностей, когда радиус-вектор $\bar{e}_4 = (0,0,0,1)^T$ начала координат (начальной точки) совпадает с обрабатываемой поверхностью, в выражении (2.22) число движений формообразования при профилировании инструмента $c_u = 0$. Цилиндрический модуль формообразования (2.17) включает три движения формообразования, тогда в выражении (2.22) $b_\phi = 3$. Число необходимых связей n для описания поверхностей из (2.22) равно $n_c = 3 + 0 - 2 = 1$.

Таблица 2.3

Модульная 3D модель формообразующей системы шлифовального станка

Групповая обработка со скрещивающимися осями инструментов и деталей				
6	$C^\phi \cdot C^m \cdot P^n \cdot S^o \cdot C^u$	$M = C_{z \cdot \theta \cdot y}^\phi \cdot C_{z_B \cdot \theta_B \cdot y_B}^m \cdot P_{z_c \cdot y_c \cdot z_c}^n \cdot S_{\phi \cdot \psi \cdot x_2}^o \cdot C_{z_H \cdot \theta_H \cdot y_H}^u$		
				Торцешлифовальный, 3342АДО

Таким образом, на три движения формообразования накладывается одна функциональная связь. Для этого случая максимальное число вариантов связей между движениями формообразования $n_{jmax} = 7$, то есть, получаем семь 3D моделей

поверхностей. Функциональная связь $\theta=0$, при обработке точечным инструментом запрещена ($n_{jz} = 1$, (2.25)), потому что запрещается останавливать главное вращательное движение детали.

Групповая обработка деталей со скрещивающимися осями инструмента и деталей описывается модульными 3D моделями 5-го уровня иерархии (табл. 2.4).

При определении инструментальной поверхности \bar{r}_u , ее рассчитывают с помощью обратной матрицы M_{qu}^{-1} из соотношения

$$\bar{r}_u = M_{qu}^{-1} \cdot \bar{r}_{qu}, \tag{2.24}$$

что упрощает расчеты при решении прямой и обратной задач теории формообразования за счет использования произведения одних и тех же матриц четвертого порядка, которое описывает матрицу перехода M_{qu} , но взятых в произведении, в обратном порядке и с аргументами с обратным знаком.

Таблица 2.4

Модульные 3D модели обрабатываемых поверхностей

Групповая обработка со скрещивающимися осями инструментов и деталей				
$C^\phi C^m P^n S^\circ C^n T$	$\vec{r}_{ди} = C_{z_\phi}^\phi \cdot \theta_\phi \cdot y_\phi$ $\bullet C_{z_B}^m \cdot \theta_B \cdot y_B$ $\bullet P_{z_c}^n \cdot y_c \cdot x_c$ $\bullet S_{\phi \cdot \psi}^\circ \cdot x_z$ $\bullet C_{z_u}^n \cdot \theta_u \cdot y_u \cdot \vec{e}^4$	$x_c = const,$ $y_c = const,$ $z_c = const,$ $x_z = const,$ $y_u = y_u(z_u),$ $y_B = R_B,$ $z_\phi = z_\phi(\theta_B),$ $z_B = z_B(\theta_B),$ $\psi = const,$ $\phi = const,$ $\theta_\phi = \theta_\phi(\theta_B),$		Торцовая
		$y_\phi = const,$ $\frac{\partial \vec{r}_{ди}}{\partial \theta_u} \times \frac{\partial \vec{r}_{ди}}{\partial z_u} \cdot \frac{\partial \vec{r}_{ди}}{\partial \theta_B} = 0$ $y_\phi = 0,$ $\frac{\partial \vec{r}_{ди}}{\partial \theta_u} \times \frac{\partial \vec{r}_{ди}}{\partial z_u} \cdot \frac{\partial \vec{r}_{ди}}{\partial \psi_\phi} = 0$		
$S^\phi C^m P^n S^\circ C^n C$	$\vec{r}_{ди} = S_{\phi \cdot \psi}^\phi \cdot \psi_\phi \cdot x_\phi$ $\bullet C_{z_B}^m \cdot \theta_B \cdot y_B$ $\bullet P_{z_c}^n \cdot y_c \cdot x_c$ $\bullet S_{\phi \cdot \psi}^\circ \cdot x_z$ $\bullet C_{z_u}^n \cdot \theta_u \cdot y_u \cdot \vec{e}^4$			Сферическая

2.5. Общая модель производительности шлифования

Максимальная производительность, которая обеспечивает требуемую точность и качество, является интегральным показателем процесса шлифования различных поверхностей. Схема формообразования, которая основана на сочетании вращений шлифовального круга и детали вокруг скрещивающихся осей, является наиболее общей, включающей все другие схемы, как частные случаи [88]. Для анализа процесса шлифования торцов цилиндрических деталей ориентированным кругом, частного случая шлифования со скрещивающимися осями, нами предложена расчетно-кинематическая схема и уравнение для определения мгновенной производительности обработки [50]. На рис. 2.1 приведена общая схема формообразующих систем станков для шлифования различных поверхностей со скрещивающимися осями кругов и деталей. На основании ее анализа разработана общая модель [29] съема припуска и формообразования Q , которая имеет вид

$$Q = \sum_{n=1}^m \frac{1}{T} \cdot \int_{i_1}^{i_2} \int_{\theta_{1ki}}^{\theta_{2ki}} \bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \cdot (R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}) \left[1 - \exp \left(- \frac{\sum b(t, \theta)}{b_0} \right) \right] \cdot d\theta_k \cdot \sqrt{\left(\frac{dR_{in}}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_{in}}{di} \right)^2} \cdot di \cdot dT_n, \quad (2.25)$$

где m – количество одновременно обрабатываемых деталей 2 (рис. 2.4); T – время контакта n -ной детали 2 с кругом 1; i_1, i_2 – предельные значения параметра i осевого сечения круга 1 в зоне контакта (рис. 2.4, С); $\theta_{2ki}, \theta_{1ki}$ – угловые координаты пятна контакта на радиусе $R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}$ (рис. 2.9, С); $1 - \exp \left(- \frac{\sum b(t, \theta)}{b} \right)$ – вероятность удаления материала заготовки, которая рассчитывается по методике профессора Новоселова Ю.К.

Число деталей m , которые одновременно обрабатываются на станке, определяется из выражения

$$m = L/D + \epsilon_p, \quad (2.26)$$

где $L = R_B \cdot \theta_B$ – длина дуги контакта, на радиусе R_B (рис. 2.4) подающего барабана 4, детали 2 с кругом 1 в пределах угла θ_B ;

θ_{BH}, θ_{Bn} – углы положения детали в точках n и начале обработки;

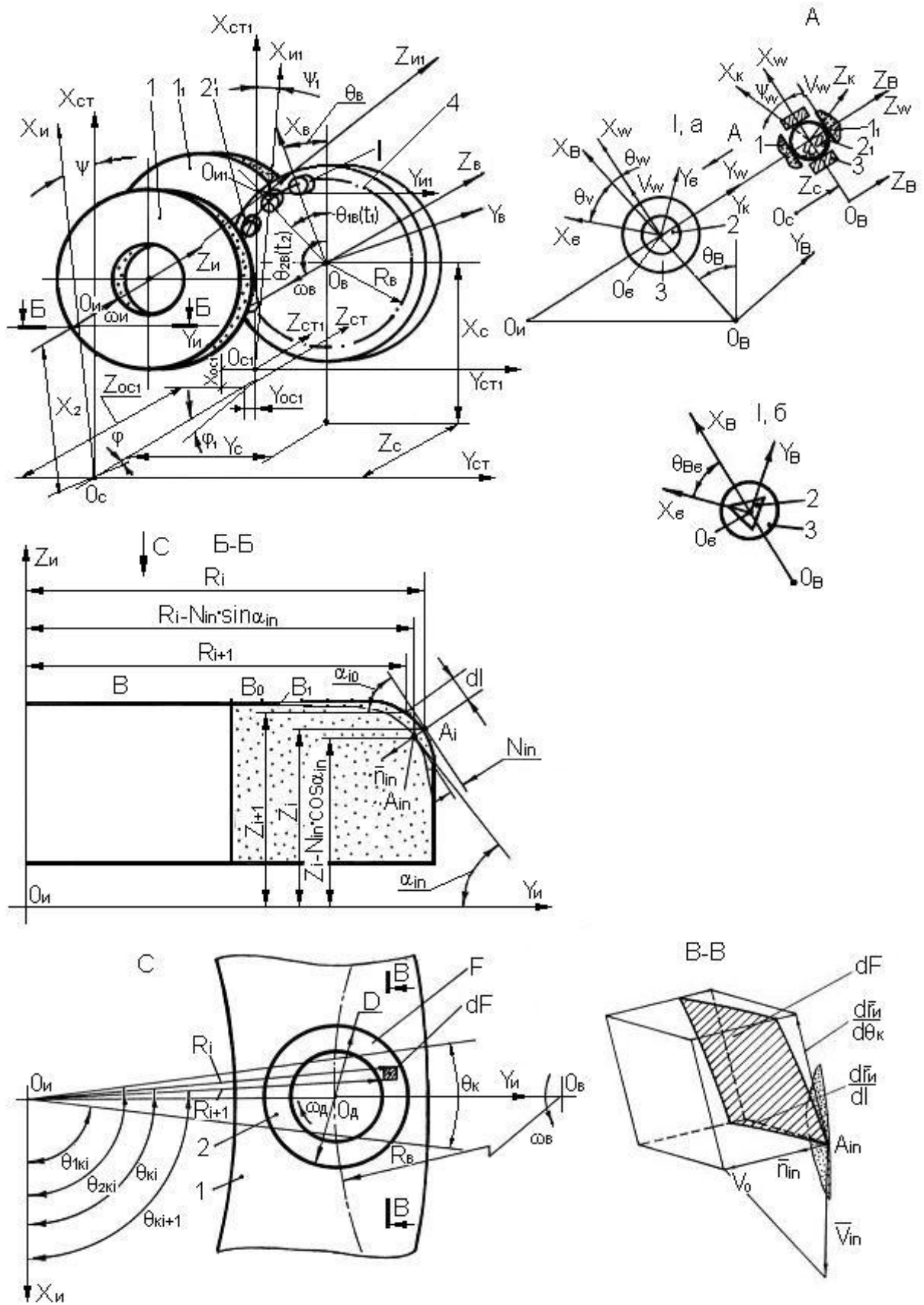


Рис. 2.4. Общая схема для определения производительности шлифования различных поверхностей со скрещивающимися осями кругов и деталей

D – наружный диаметр детали 2 (рис. 2.4, С);

e_p – расстояние между деталями на радиусе R_B подающего барабана.

Линейный износ I_{in} в i -той точке профиля круга в процессе обработки n -ной детали, определяют из разработанного [44] уравнения

$$I_{in} = \int_0^{T_o} \frac{C_{yin} \cdot Q_{yin}^{m_1} + C_{qin} \cdot Q_{qin}^{b_1}}{k_\alpha \cdot 2\pi \cdot R_{in}} \cdot dT_o, \quad (2.27)$$

где T_o – время обработки детали за часть ее оборота, один оборот либо число оборотов, необходимых для обработки n -ной детали участком круга в пределах i -той точки его профиля.

Вектор скорости относительного движения \bar{V}_{in} определяется дифференцированием [87] по времени радиус-вектора $\bar{r}_{из}$, заготовки в системе координат круга, который равен

$$\bar{r}_{из} = M_{из} \cdot \bar{r}_3, \quad (2.28)$$

где $\bar{r}_3 = r_3(\theta_3, \psi_3)$ – радиус-вектор заготовки в ее системе координат, которая совпадает с системой координат детали; θ_3 и ψ_3 – переменные, представляющие собой криволинейные координаты на поверхности заготовки; $M_{из}$ – матрица перехода из системы координат заготовки в систему координат инструмента, которая определяется формообразующим кодом станка (рис. 2.4).

$$\begin{aligned} M_{из} = & M_1(-X_2(\theta_B)) \cdot M_5(\psi(\theta_B)) \times \\ & \times M_4(-\varphi(\theta_B)) \cdot M_2(y_c(\theta_B)) \cdot M_1(X_c(\theta_B)) \times \\ & \times M_3(Z_c \pm P \cdot \theta_B) \cdot M_6(-\theta_B) \cdot M_1(R_B(\theta_B)) \times \\ & \times M_5(-\psi_w(\theta_B)) \cdot M_6(\theta_w(\theta_B)) \cdot M_6(\theta_v(\theta_B) + \theta_{B6}), \end{aligned} \quad (2.29)$$

где ψ_w – угол поворота оси $O_B X_\kappa$ (рис. 2.4, I, а, А) системы координат $O_\kappa X_\kappa Y_\kappa Z_\kappa$, относительно оси $O_\kappa Y_\kappa$, совпадающей с осью $O_\kappa Y_w$, ведущим кругом 1₁, при шлифовании сферических деталей 2₁; θ_w – угол ориентации оси $O_B X_w$ (рис. 2.4, I, а) системы координат $O_w X_w Y_w Z_w$, плоскость $X_w O_w Z_w$ которой совпадает с направлением вектора скорости V_w (рис. 2.4, I, а, А) ведущего круга 1, при шлифовании сферических поверхностей деталей 2₁; θ_v – угол поворота базовой втулки 3 (рис. 2.4, I, а) относительно ее оси $O_6 Z_6$ в плоскости $X_B O_B Y_B$ при

шлифовании круглых, вращающихся в процессе обработки, деталей; $\theta_{B\epsilon}$ – угол ориентации оси $O_\epsilon X_\epsilon$ (рис. 2.4, I, б) втулки 3 относительно оси $O_\epsilon X_\epsilon$ системы координат $O_\epsilon X_\epsilon Y_\epsilon Z_\epsilon$ подающего барабана 4 при шлифовании торцов некруглых деталей 2, которые не вращаются при обработке.

$$\bar{V}_{in} = \dot{\bar{r}}_{uz} = \sum_{k=1}^l \frac{\partial \bar{r}_{uz}}{\partial q_k(\theta_B)} \cdot \frac{dq_k(\theta_B)}{dt}, \quad (2.30)$$

где $q_k(\theta_\epsilon) = X_2(\theta_\epsilon), \psi(\theta_\epsilon), \varphi(\theta_\epsilon), y_c(\theta_\epsilon), X_c(\theta_\epsilon), Z_c(\theta_\epsilon), R_\epsilon(\theta_\epsilon), \psi_w(\theta_\epsilon), \theta_w(\theta_\epsilon), \theta_v(\theta_\epsilon)$ – переменные, зависящие от угла θ_ϵ поворота барабана 4, а следовательно и от времени $t = \frac{\theta_B}{\omega_B}$; ω_B – угловая скорость подающего барабана 4; l – число переменных в радиус-векторе заготовки \bar{r}_{uz} (2.28), зависящих от параметра θ_ϵ (2.30).

Единичный вектор \bar{n}_{in} равен [34]

$$\bar{n}_{in} = [-\sin \alpha_{in} \cdot \cos \theta_{ki}; -\sin \alpha_{in} \cdot \sin \theta_{ki}; \cos \alpha_{in}]^T. \quad (2.31)$$

Угловые $\theta_{1ki}, \theta_{2ki}$ и радиальные i_1, i_2 координаты пятна контакта на $R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}$ круга 1 (рис. 2.4, С) определяют решением уравнений \bar{r}_{uz} (2.28) заготовки и круга \bar{r}_u в его системе координат.

Радиус-вектор точек режущего инструмента \bar{r}_u , который определяется при его профилировании [30], можно представить в виде

$$\bar{r}_u = M_3(Z_i) \cdot M_6(\theta_k) \cdot M_2(R_i) \cdot e_4. \quad (2.32)$$

Общая 3D модель (2.25) съема припуска и формообразования дает возможность определить локальную Q_l производительность

$$Q_l = \bar{V}_{in} \cdot dF, \quad (2.33)$$

на каждой элементарной площадке dF (рис. 2.4, С) пятна контакта F круга 1 и детали 2. В модели (2.25) $(R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}) d\theta_k$ – длина элементарной площадки, которая измеряется по окружности радиусом $R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}$. А ширина dl элементарной площадки в осевом сечении круга 1 описывается выражением –

$$\sqrt{\left(\frac{dR_{in}}{di}\right)^2 + \left(\frac{dZ_{in}}{di}\right)^2} di \quad (\text{рис. 2.4, Б-Б}).$$

Удельная производительность Q_{yin} определяется внутренним интегралом модели (2.25)

$$Q_{yin} = \int_{\theta_{1ki}}^{\theta_{2ki}} \bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \cdot (R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}) \left[1 - \exp \left(- \frac{\sum b(t, \theta)}{b_0} \right) \right] \cdot d\theta_k. \quad (2.34)$$

Она показывает какой объем металла срезается участком круга в пределах i -той точки A_i профиля.

Мгновенная производительность шлифования Q_m описывается поверхностным интегралом модели (2.25).

$$Q_m = \int_{i_1}^{i_2} \left(\int_{\theta_{1ki}}^{\theta_{2ki}} \bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \cdot (R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}) \left[1 - \exp \left(- \frac{\sum b(t, \theta)}{b_0} \right) \right] \cdot d\theta_k \right) \cdot \sqrt{\left(\frac{dR_{in}}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_{in}}{di} \right)^2} \cdot di \quad (2.35)$$

Она дает возможность рассчитывать мгновенный объем металла, срезаемый на пятне контакта круга и детали по координате обработки θ_6 , с учетом количества деталей m , которые одновременно обрабатываются одним кругом, и его износа I_{in} .

Средняя производительность шлифования Q_{cp} описывается внешним интегралом общей модели (2.25)

$$Q_{cp} = \frac{1}{T} \int_0^T Q_m \cdot dT, \quad (2.36)$$

где Q_{cp} – объем металла, срезаемый с m деталей за время T .

$$T = \int_{\theta_{1B}}^{\theta_{2B}} \frac{d\theta_B}{\omega_B}. \quad (2.37)$$

Анализ общей модели (2.25) показывает, когда $\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} > 0$, осуществляется сьем припуска с заготовки. При условии $\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} = 0$ металл не срезается, происходит процесс формообразования поверхности r_q детали. Производительность растет с увеличением скалярного произведения векторов $\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in}$, площади контакта F круга и детали по координате θ_B обработки, числа m одновременно обрабатываемых деталей, угловой скорости ω_B вращения подающего барабана, углов φ и ψ (рис. 2.4) (2.29) ориентации кругов при однопроходном шлифовании торцов и уменьшении износа I_{in} профиля круга. Расчет угловой скорости ω_B подающего барабана и углов ориентации φ и ψ круга в зависимости от требуемого качества обработки, приведены в нашей работе [50].

Глава 3

ТОЧНОСТЬ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ТОРЦЕВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СО СКРЕЩЕННЫМИ ОСЯМИ ДЕТАЛИ И КРУГА С ФИКСИРОВАННЫМ КАЛИБРУЮЩИМ УЧАСТКОМ

В главе разработана модель выходной точности торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга с фиксированным калибрующим участком, которая учитывает сложное влияние входных параметров на показатели эффективности обработки. На основе анализа расчетно-кинематической схемы и функции формообразования разработана математическая модель, позволяющая управлять точностью обрабатываемых поверхностей за счет варьирования функцией формообразования. Проведены теоретические исследования влияния ширины калибрующего участка, вращения заготовки в зоне обработки, углов ориентации круга на точность формообразования торцов. Найдено соотношение между углами разворота в вертикальной и горизонтальной плоскости, обеспечивающее наивысшую точность обработки. Разработано устройство для управления вращением заготовок в процессе обработки. Проведены динамические исследования процесса шлифования. Предложена методика, для определения сил резания и износа круга. Разработана система уравнений, позволяющая производить расчет геометрической погрешности обработанной торцевой поверхности.

3.1. Модель точности формообразования

3.1.1. Математическая модель точности формообразования торцов.

Существующие математические модели процесса торцевого шлифования со скрещивающимися осями заготовки и инструмента не учитывают сложную взаимосвязь между выходными параметрами и управляющими воздействиями.

Систему расчетов, непосредственно связывающую известное возмущение процесса обработки с набором погрешностей обрабатываемой детали, называют моделью выходной точности станка.

Разработана схема выходной точности процесса торцевого шлифования (рисунок 3.1.1).

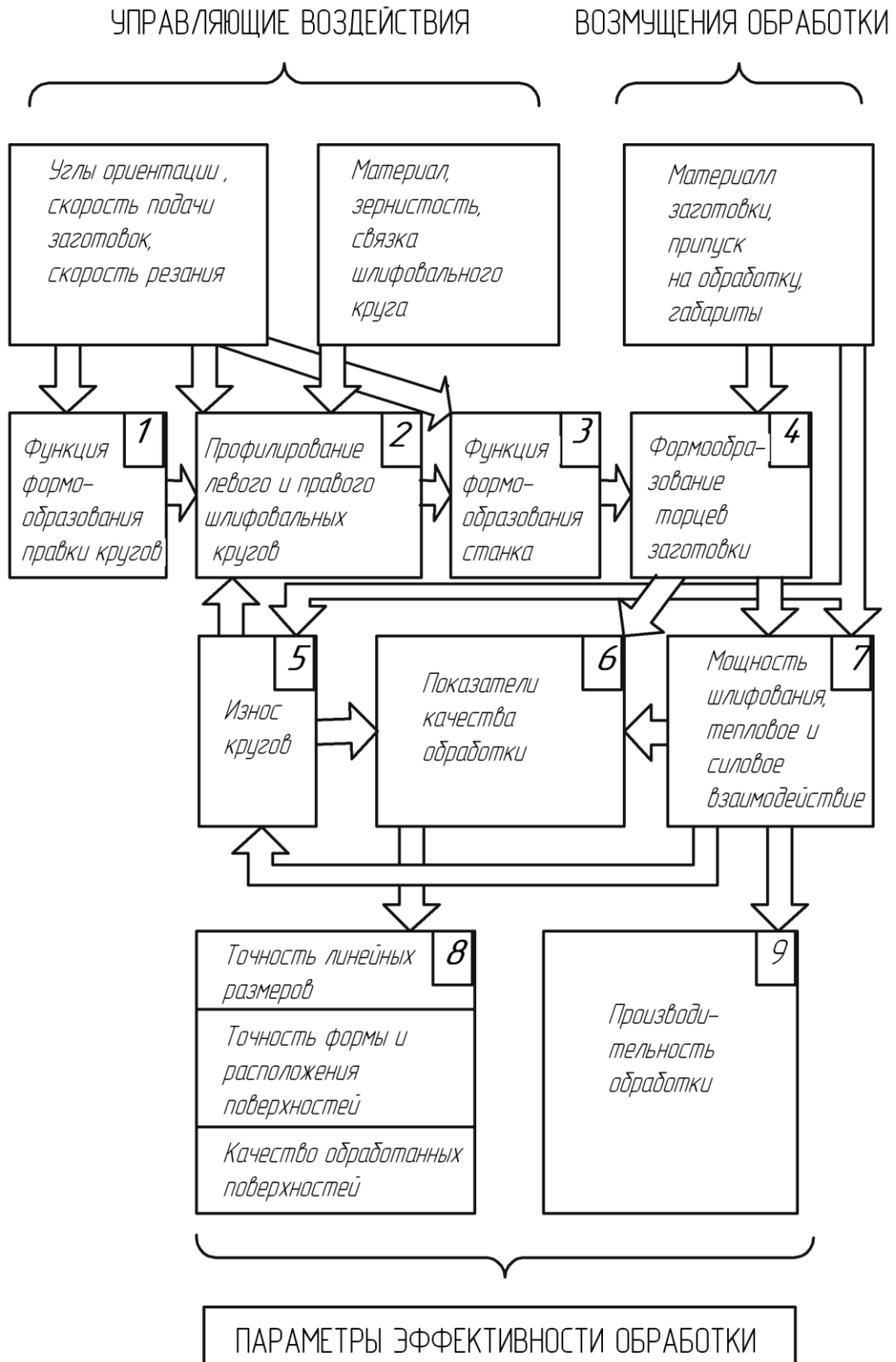


Рис. 3.1.1. Схема выходной точности процесса торцевого шлифования

В качестве входных управляющих параметров рассматриваются:

- характеристика шлифовальных кругов (размеры, форма, абразивный материал, зернистость, связка, структура);
- углы ориентации кругов в горизонтальной и вертикальной плоскостях;
- параметры процесса резания (угловая скорость барабана подачи деталей в зону обработки, скорость резания).

Главными возмущениями есть припуск на обработку, материал и габариты заготовки.

Выходными параметрами процесса, которые выступают в качестве технологических ограничений, есть геометрические параметры поверхности торца детали, ее микрогеометрия и глубина дефектного слоя, а функцией цели – производительность. Расчет ее определяется передаточной функцией процессов съема припуска и формообразования, что отображают фактическое взаимодействие инструментальной поверхности с поверхностью заготовки. Связь между входными управляющими параметрами и выходными осуществляется посредством формообразующей системы станка.

Под формообразующей системой (ФС) станка понимают совокупность механических элементов системы СПИД, взаимное положение и перемещение которых обеспечивает заданую траекторию движения режущего инструмента относительно обрабатываемой детали [87]. В состав ФС входят станина и исполнительные органы станка вместе с последними звеньями приводов.

Структура ФС, включающая групповую обработку деталей, представлена на рисунке 3.1.2. На рисунке обозначены:

I_n – инструмент для правки шлифовальных кругов (алмазный карандаш);

a_n – элементы ФС инструмента;

I_1, I_2 – режущие инструменты (шлифовальные круги);

a_0 – общая часть ФС;

V_1, V_2, \dots, V_m – элементы ФС, соединенные с обрабатываемыми деталями (втулки барабана подачи);

D_1, D_2, \dots, D_m – обрабатываемые детали.

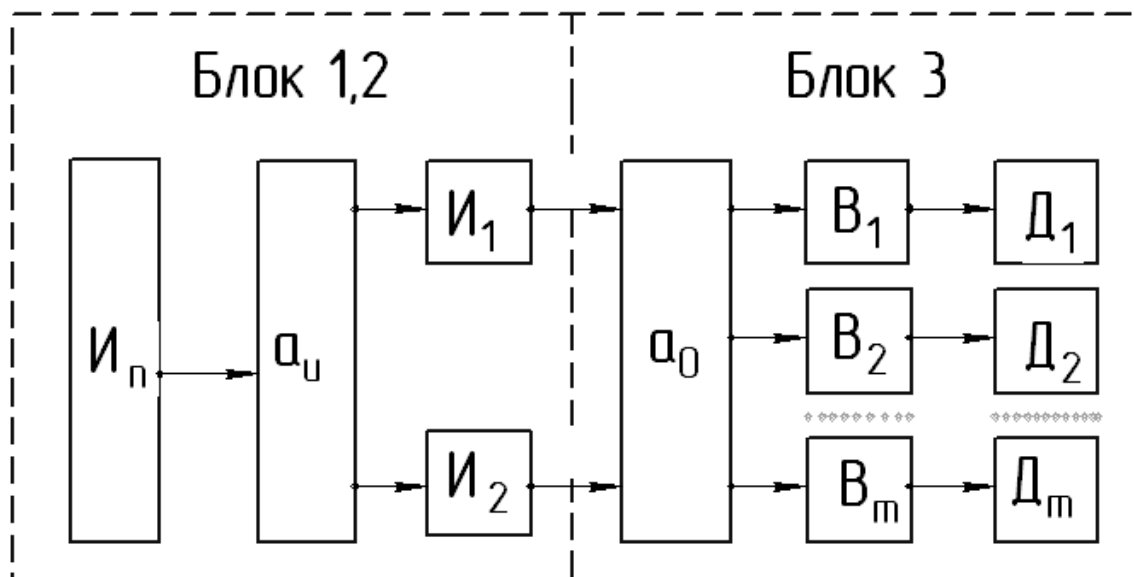


Рис. 3.1.2. Структура формообразующей системы станка:

Это продленная многопозиционная ФС, где инструмент для правки I_n рассматривается как выходное звено другой ФС. При правке изготавливается шлифовальный круг, который в свою очередь служит начальным звеном ФС при обработке деталей D_1, D_2, \dots, D_m .

Связь между координатами точек режущего инструмента в его системе координат и координатами тех же точек в системе обрабатываемой детали описывается уравнением

$$\bar{r}_q = A_{qi} \cdot \bar{r}_i, \quad (3.1.1)$$

где A_{qi} – матрица перехода из системы координат детали в систему координат инструмента

$$A_{qi} = \prod_{j=1}^l A_{i-1,i}^j, \quad (3.1.2)$$

где $A_{i-1,i}^j$ – матрицы обобщенных перемещений: линейных перемещений вдоль осей x, y, z и углов поворота φ, ψ, θ относительно этих осей. Матрица A_{qi} определяется формообразующим кодом станка из расчетно-кинематической схемы шлифования, на которой показаны все звенья формообразующей системы и перемещения между ними (рисунок 3.1.3).

$$\begin{aligned}
 A_{qi} = & A_1(-x_u) \cdot A_5(\gamma) \cdot A_4(-\nu) \cdot \\
 & \cdot A_2(y_c) \cdot A_1(x_c) \cdot A_3(z_c) \cdot \\
 & \cdot A_6(-\theta_b) \cdot A_1(R_b) \cdot A_6(\theta_v)
 \end{aligned}
 \quad (3.1.3)$$

Уравнение (2.1.3) представляет собой геометрическую 3D модель формообразующей системы станка, в которой правая часть описывает функцию формообразования.

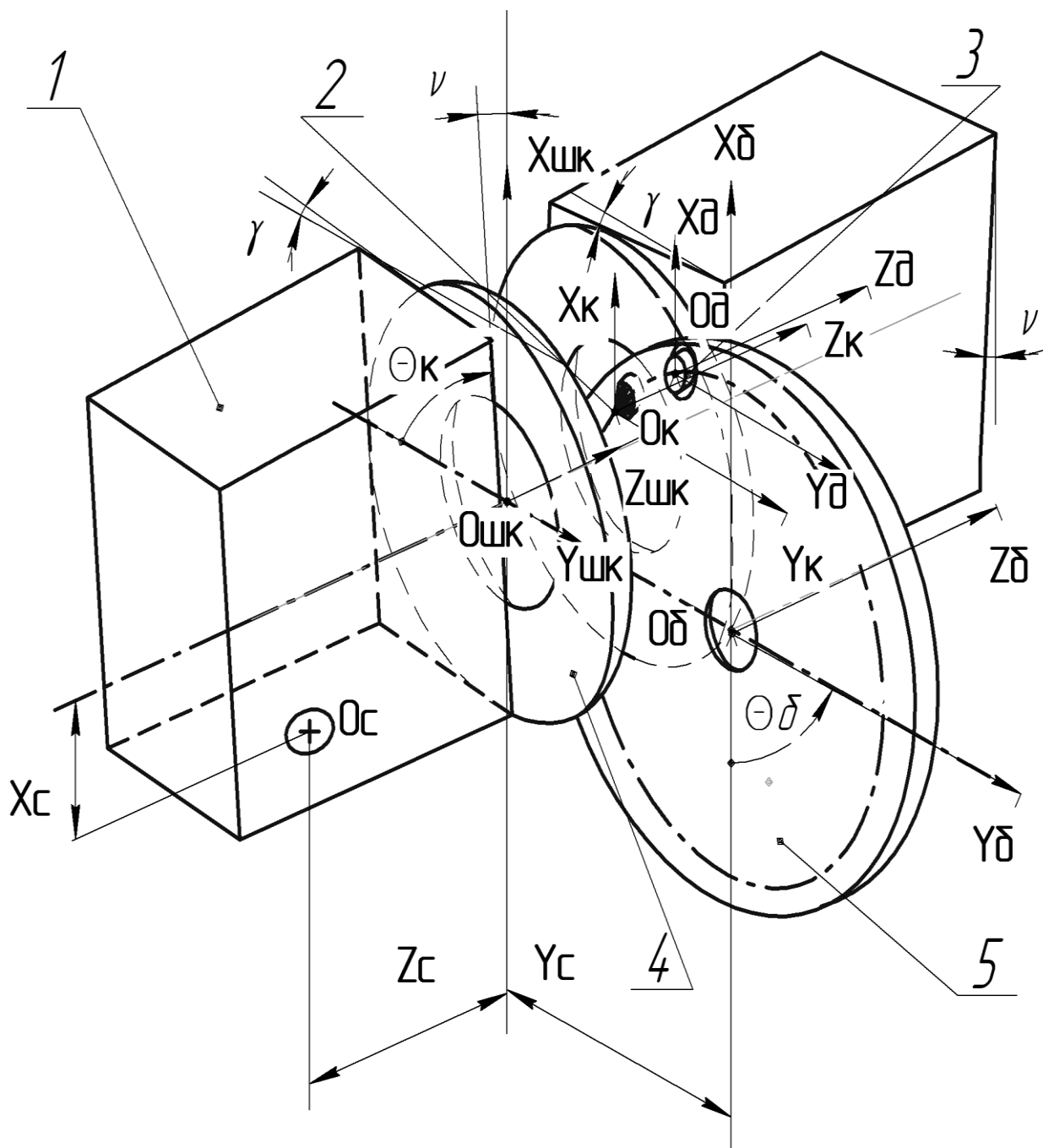


Рис. 3.1.3. Расчетно-кинематическая схема шлифования торцов деталей ориентированным и профилированным кругом

Матрицы обобщенных перемещений, входящие в геометрическую 3D модель формообразующей системы, приведены в таблице 3.1.1.

Таблица 3.1.1

Матрицы, входящие в уравнение формообразующего кода станка

Узлы станка	Матрицы, моделирующие движение относительно оси	Аргументы матриц
1	2	3
Шлифовальная бабка	<p>Поступательное вдоль оси X</p> $A^1(-x_u) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & x_u \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ <p>Вращение вокруг оси Y</p> $A^5(\gamma) = \begin{pmatrix} \cos\gamma & 0 & \sin\gamma & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\gamma & 0 & \cos\gamma & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ <p>Вращение вокруг оси X</p> $A^4(-\nu) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\nu & -\sin\nu & 0 \\ 0 & \sin\nu & \cos\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$	<p>x_u – расстояние между осью шпинделя и сферическим шарниром, измеренное вдоль оси X (рис.2.1.4);</p> <p>γ – угол ориентации шлифовальной бабки в горизонтальной плоскости (рис.2.1.4);</p> <p>ν – угол ориентации шлифовальной бабки в вертикальной плоскости (рис.2.1.4)</p>
Станина	<p>Поступательное вдоль оси Y</p> $A^2(y_c) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y_c \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$	<p>y_c – расстояние от оси вращения шпинделя до оси вращения барабана, измеренное вдоль оси Y (рис.2.1.4)</p>

1	2	3
Станина	<p>Поступательное вдоль оси X</p> $A^1(x_c) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & x_c \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ <p>Поступательное вдоль оси Z</p> $A^3(z_c) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$	<p>x_c – расстояние между осью шпинделя и сферическим шарниром, измеренное вдоль оси X (рис.2.1.4);</p> <p>z_c – расстояние между осью шпинделя и сферическим шарниром, измеренное вдоль оси Z (рис.2.1.4)</p>
Барaban подачи	<p>Вращение вокруг оси Z</p> $A^6(-\theta_B) = \begin{pmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 0 & 0 \\ \sin\theta & \cos\theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ <p>Поступательное вдоль оси X</p> $A^1(R_B) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & R_B \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ <p>Вращение вокруг оси Z</p> $A_6(\theta_v) = \begin{pmatrix} \cos\theta_v & -\sin\theta_v & 0 & 0 \\ \sin\theta_v & \cos\theta_v & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$	<p>θ_B – угловой параметр (угол поворота барабана);</p> <p>R_B – радиус барабана подачи, на котором расположены центры втулок;</p> <p>θ_v – угловой параметр, учитывающий вращение детали во втулке</p>

Для анализа математических моделей важнейших характеристик процесса шлифования используем функцию формообразования. Это положение является следствием двух исходных предпосылок [87]:

1) процесс формообразования является наряду с процессом резания основным функциональным процессом в станке;

2) функция формообразования представляет собой аналитическую модель формообразующей системы (ФС), а при учете зависимости обобщенных координат от времени – модель процесса формообразования.

Добавляя к функции формообразования систему связей между аргументами матриц обобщенных перемещений, получаем уравнение обрабатываемой поверхности. Перебирая все варианты таких связей, получаем спектр формообразующих возможностей станка.

Связь с расчетом производительности устанавливается при вычислении двух характеристик: производительности формообразования и производительности съема стружки (резания). Обе они определяются как производные по времени: первая – от площади обрабатываемой поверхности, вторая от объема снимаемого припуска. Упомянутые площади и объем аналитически выводятся из уравнений обрабатываемых поверхностей.

Блоки 1 и 2 модели выходной точности описывают функцию формообразования при профилировании шлифовальных кругов.

В известных станках для двустороннего одновременного шлифования торцов деталей профилирование абразивных кругов осуществляется устройством правки 3 шлифовальных кругов 2, которое монтируется на корпусе шлифовальной бабки. На рычагах прибора правки установлены державки алмазов 1. Движение рычагов осуществляется перпендикулярно к оси вращения шпинделя, независимо от угловой ориентации относительно оси вращения барабана подачи изделий 4 (рисунок 3.1.4).

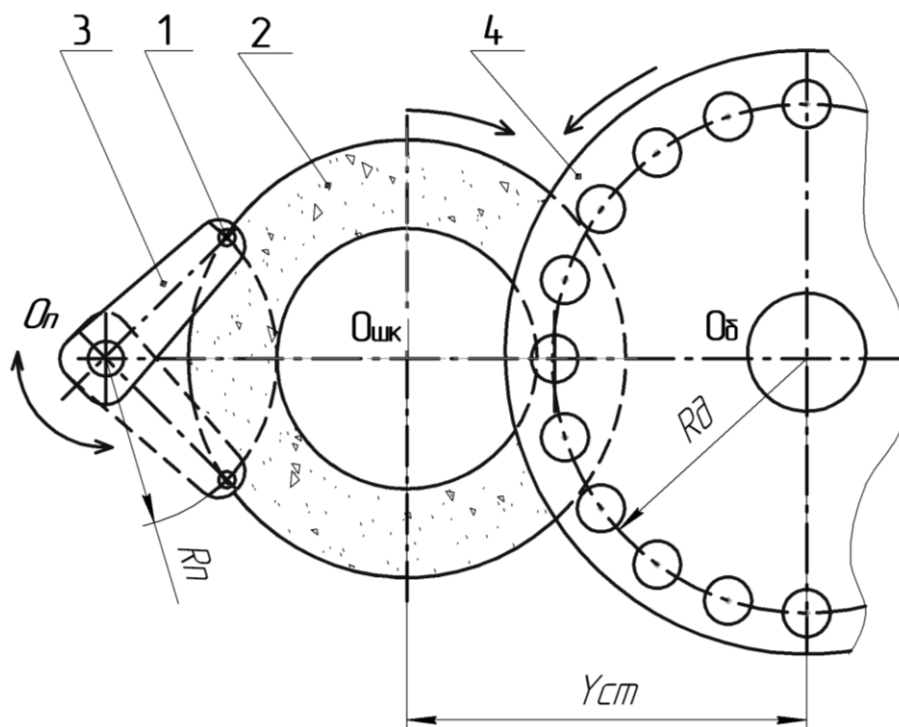


Рис. 3.1.4. Правка шлифовальных кругов с помощью устройства правки

С целью повышения точности обработки в работе [34] предлагается способ шлифования ориентированным абразивным кругом торцов деталей, который требует специального профилирования шлифовальных кругов (рис. 3.1.5). Алмазный карандаш 1 крепится на барабанах 3, осуществляющем круговую подачу при правке со скоростью w_b на расстоянии от оси его вращения, которое равняется R_b . Торцовая поверхность шлифовального круга 2 представляет собой след движения алмаза в системе координат круга. Радиус-вектор \bar{r}_{ua} точек траектории алмаза в системе круга равен

$$\bar{r}_{ua} = A_{ua} \cdot \bar{r}_a, \quad (3.1.4)$$

где \bar{r}_a – радиус-вектор точечного инструмента, представляющий собой радиус-вектор начала координат $e_4(0,0,0,1)^T$, совмещенный с вершиной алмазного карандаша;

A_{ua} – матрица перехода из системы координат алмаза в систему координат круга (уравнение 3.1.3).

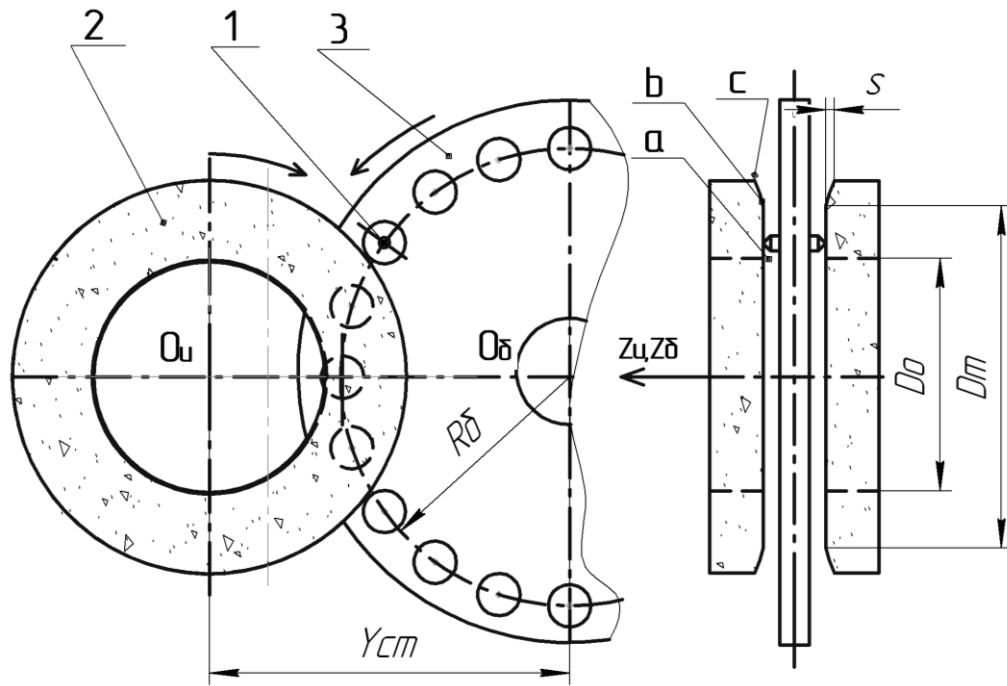


Рис. 3.1.5. Правка шлифовальных кругов с помощью алмазного карандаша, закрепленного на барабане подачи изделий

Формообразование торцов осуществляется плоским калибрующим участком круга диаметром D_T , прилегающим к посадочному отверстию D_o , а сьем припуска периферийным участком круга. При этом оси шлифовальных кругов соосны. Торцы круга правят в осевом сечении по образующей, состоящей из прямой ab , перпендикулярной оси его вращения $O_u Z_u$, сопряженной с выпуклой кривой bc , например, параболой.

Для повышения эффективности шлифования торцов ориентированным инструментом необходима профильная правка круга, которая обеспечивает максимальную длину контакта круга и детали в процессе обработки.

Наиболее рациональным с точки зрения достижения наибольшей производительности обработки и стойкости круга является комбинированный способ правки, представленный на рисунке 3.1.6.

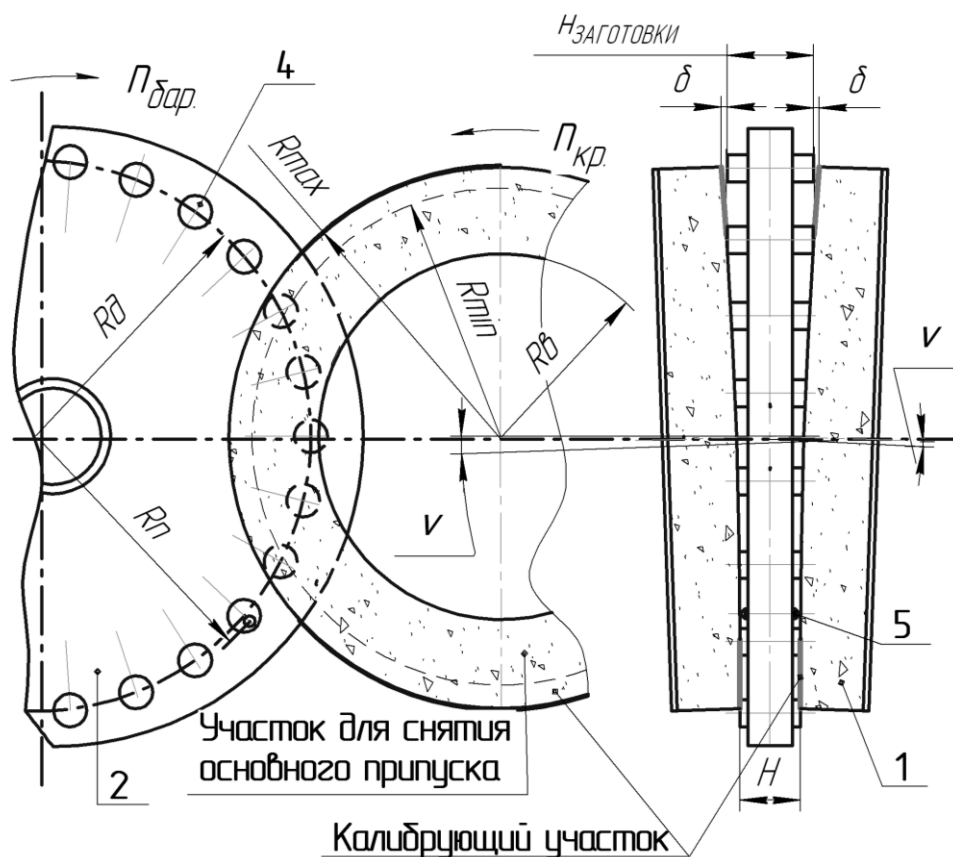


Рис. 3.1.6. Комбинированный способ правки

Круги 1, ориентируют в горизонтальной плоскости на угол γ и в вертикальной — на угол ν с целью снятия припуска за один проход. Вначале вся торцевая поверхность круга правится в плоскости, перпендикулярной оси вращения круга с помощью устройства правки, расположенного на шлифовальной бабке. После этого, алмазными карандашами 5, закрепленными на барабане подачи 2, правят участки, прилегающие к наружным диаметрам кругов. При этом величина радиуса правки $R_{\text{п}}$, по которому перемещается вершина алмазного карандаша при правке, выбирается в зависимости от формы обрабатываемой детали 4 и ее ориентации в процессе шлифования. На развертке дуги L (рис.3.1.7) показан участок 1 который находится выше линии δ снимаемого припуска. Затем в рабочем цикле принимает участие плоский торец круга 2, где и снимается черновой припуск. Замыкающим является формообразующий участок 3, где скалярное произведение векторов относительной скорости и единичного вектора нормали к поверхности инструмента равно нулю $\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} = 0$.

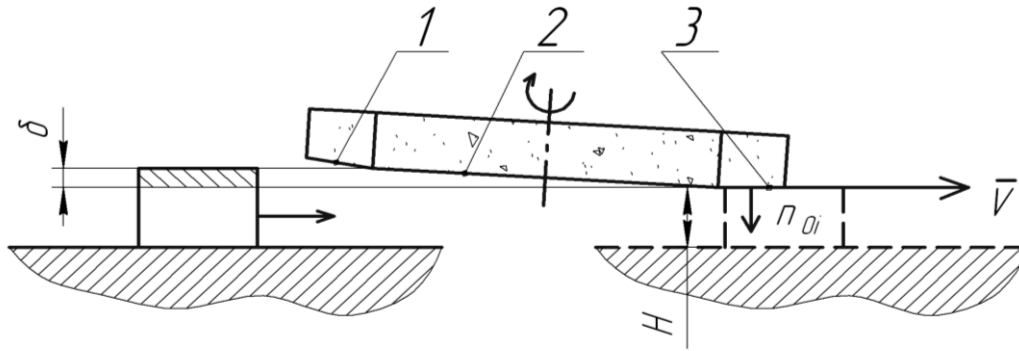


Рис. 3.1.7. Развертка дуги контакта

В рабочем цикле шлифования комбинированная правка дает возможность распределить снимаемый припуск δ между черновым и чистовым участками и увеличить рабочую длину L дуги контакта деталей с кругом, что повышает производительность обработки. Высокая точность формы торца детали обеспечивается на формообразующем участке 3, прилегающему к наружному диаметру круга, при выходе из зоны обработки. При этом формообразующий участок 1 не принимает участие в съеме припуска при входе в зону шлифования и имеет высокую стойкость.

Проведем исследования точности формообразования деталей при предложенном способе шлифования с калибрующим участком.

Радиус-вектор \vec{R}_i точек калибрующего участка торцевой поверхности шлифовального круга определяется траекторией движения алмазного карандаша:

$$\vec{R}_i(\theta_B, \theta) = A^6(\theta) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^5(\nu) \cdot A^4(\gamma) \cdot A^2(Y_c) \cdot A^1(X_c) \cdot A^3(Z_c) \cdot A^6(-\theta_B) \cdot A^1(R_B) \cdot \vec{e}^4, \quad (3.1.5)$$

где A^1, \dots, A^6 – матрицы превращения систем координат, которые моделируют сдвиги и повороты вдоль и вокруг координатных осей;

θ, θ_B – параметры поверхности режущего инструмента, которые отвечают за угловое и радиальное положение точки рабочей поверхности круга;

X_c, Y_c, Z_c – размеры, определяющие положение центра сферического пальца относительно барабана подачи и рабочей плоскости круга,

γ, ν – углы ориентации шлифовальной бабки в горизонтальной и вертикальной плоскостях;

R_B – радиальный размер расположения осей заготовок в барабане подачи;

$eA = (0, 0, 0, 1)^T$ – радиус-вектор вершины алмазного карандаша, совпадающий с началом координат.

Уравнение (2.1.5) описывает калибрующий участок торца инструмента при его профилировании на станке, который приведен на рисунке 3.1.8.

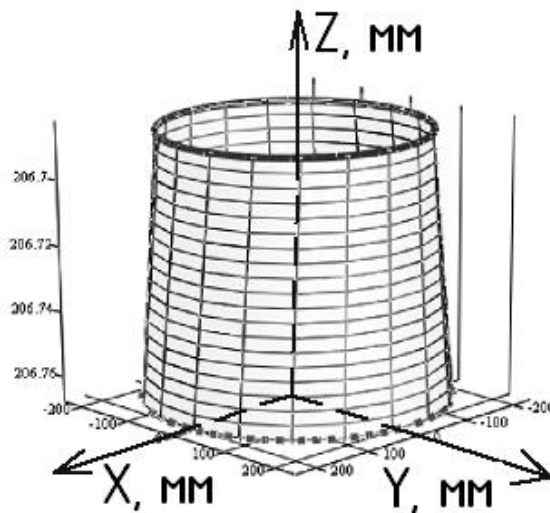


Рис. 3.1.8. Формообразующий участок круга при увеличении размеров вдоль оси Z в 1000 раз

Формообразующая модель станка описывает семейство инструментальных поверхностей в системе координат детали

$$\begin{aligned} \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta) = & A^1(-R_B) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot \\ & \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot \vec{R}_i(\theta_B, \theta), \end{aligned} \quad (3.1.6)$$

где θ_o – угловая координата положения центра заготовки относительно системы координат круга.

При комбинированном способе правки в формообразовании торца заготовки принимает участие вся поверхность калибрующего участка, но окончательная точность может формироваться окружностью наименьшего радиуса R_{\min} , наибольшего радиуса R_{\max} или линией контакта заготовки с кругом (характеристикой).

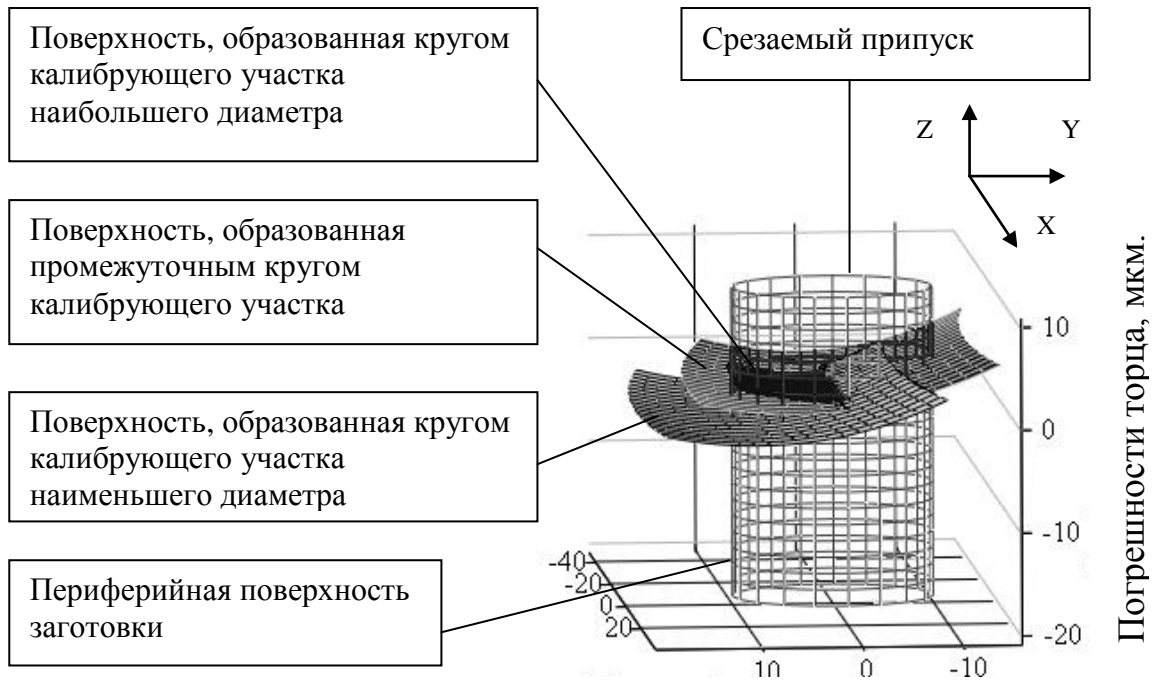


Рис. 3.1.9. Формообразование торца заготовки

Радиус-вектор характеристики на формообразующем участке торцевой поверхности круга определяется из уравнения (3.1.6), учитывая уравнение связи для однопараметрического огибания [81]

$$\frac{\partial \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta)}{\partial \theta_o} \cdot \frac{\partial \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta)}{\partial \theta_B} \times \frac{\partial \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta)}{\partial \theta} = 0. \quad (3.1.7)$$

Уравнение поверхности, которая образуется при движении максимальной окружности, может быть получено из уравнения (2.1.6) при подстановке в него вместо радиус-вектора поверхности координат точек окружности

$$\vec{R}_o(\theta_o, \theta) = A^6(k \cdot \theta_o) \cdot A^1(-R_B) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\max}) \cdot A^3(Z_{\max}) \cdot \vec{e}^4. \quad (3.1.8)$$

3.1.2. Теоретические исследования точности формообразования в зависимости от длины калибрующего участка, вращения заготовок и углов ориентации кругов.

На точность формообразования торцов значительное влияние оказывает длина калибрующего участка, вращение заготовок и соотношения между углами разворота в вертикальной v и горизонтальной γ плоскостях.

1. Исследуем точность формообразования торцов при разных значениях длины калибрующего участка H . Цилиндрическая поверхность заготовки ограничена диаметральным размером 20 мм. Значения других параметров примем: $v=0,13\text{мм.}$; $\gamma=1,57 \cdot v=0,2\text{мм.}$; $\omega=0$

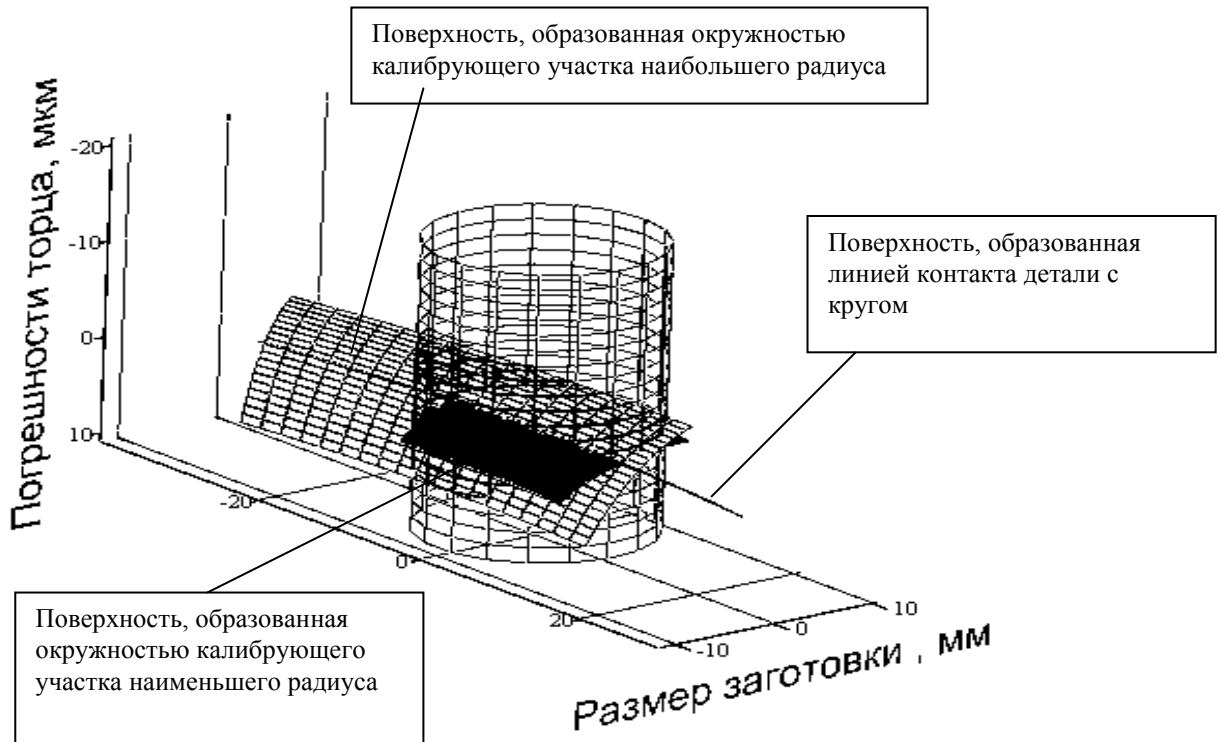


Рис. 3.1.10. Точность формообразования при $H=5\text{мм.}$

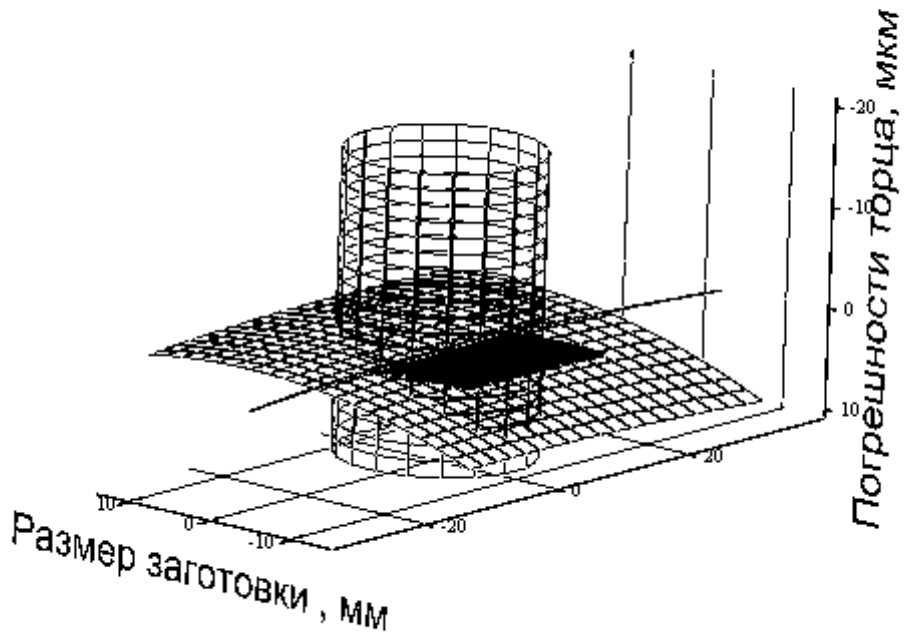


Рис. 3.1.11. Точность формообразования при $H=10$ мм.;

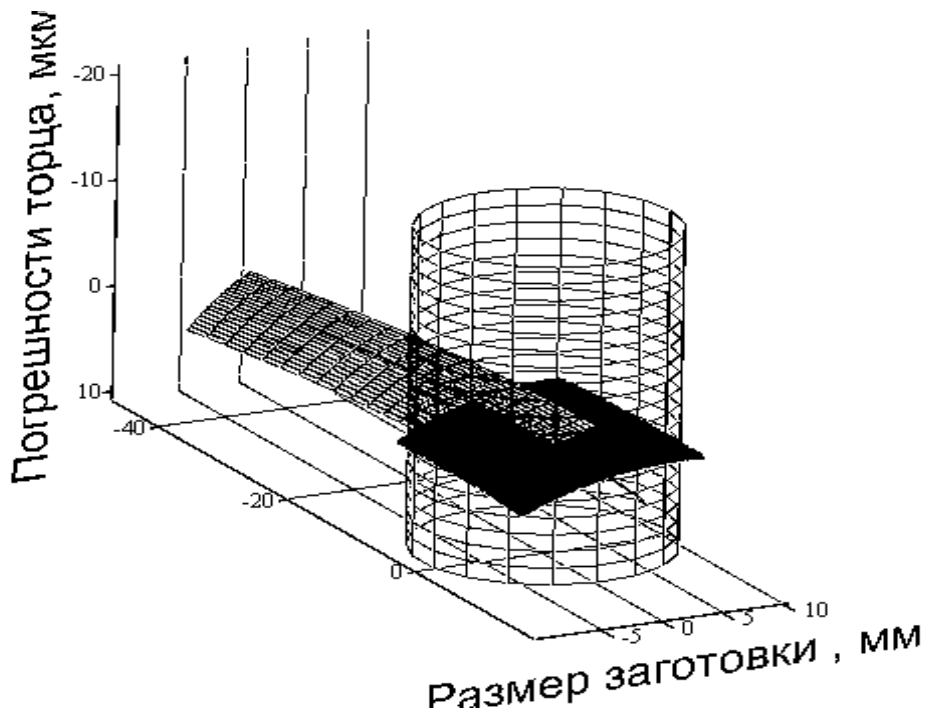


Рис. 3.1.12. Точность формообразования при $H=20$ мм.

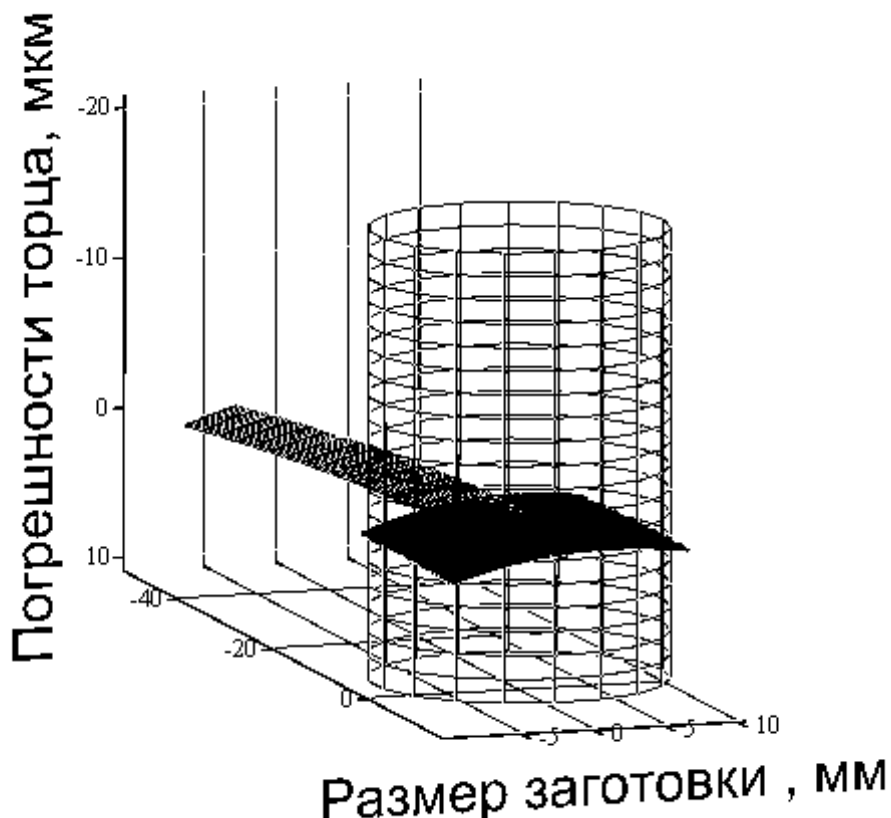


Рис. 3.1.13. Точность формообразования при $H=30$ мм.

Как следует из проведенных исследований, длина калибрующего участка значительно влияет на точность формообразования торцов. Наилучшие результаты (погрешность $\Delta=2\dots4$ мкм) получены, когда длина калибрующего участка равна (рис.3.1.12) или больше (рис.3.1.13) диаметра детали. При этом в окончательном формообразовании торца в основном принимает участие окружность калибрующего участка наибольшего диаметра. Но делать длину калибрующего участка больше диаметра самой детали нецелесообразно (рис.3.1.13), так как точность при этом увеличивается незначительно, а длина линии контакта детали с кругом уменьшается.

При длине калибрующего участка равной половине диаметра детали погрешности увеличиваются до 5–7 мкм., а при длине равной 1/4 диаметра – до 8-10 мкм. При этом в формообразовании торца принимают в равной мере участие окружности наибольшего и наименьшего диаметров калибрующего участка.

2. Исследуем точность формообразования торцов при разных значениях частоты вращения заготовки. Другие параметры примем: $H = 5$ мм; $v=0,13$ мм; $\gamma=1,57 \cdot v=0,2$ мм.

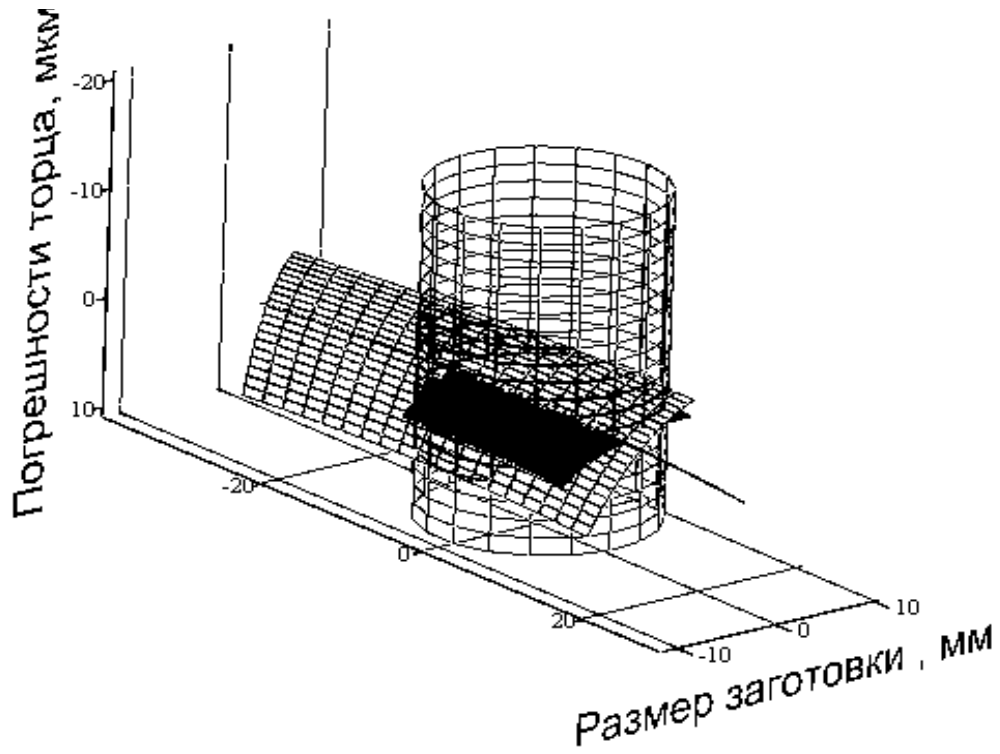


Рис. 3.1.14. Точность формообразования при $\omega = 0$

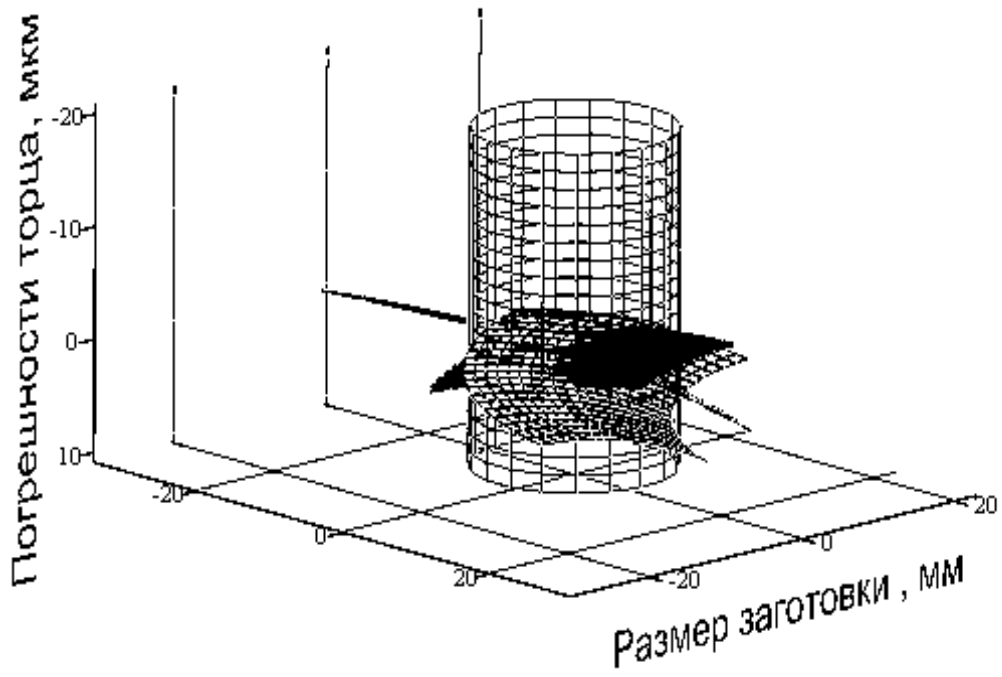


Рис. 2.1.15. Точность формообразования при $\omega = 2$

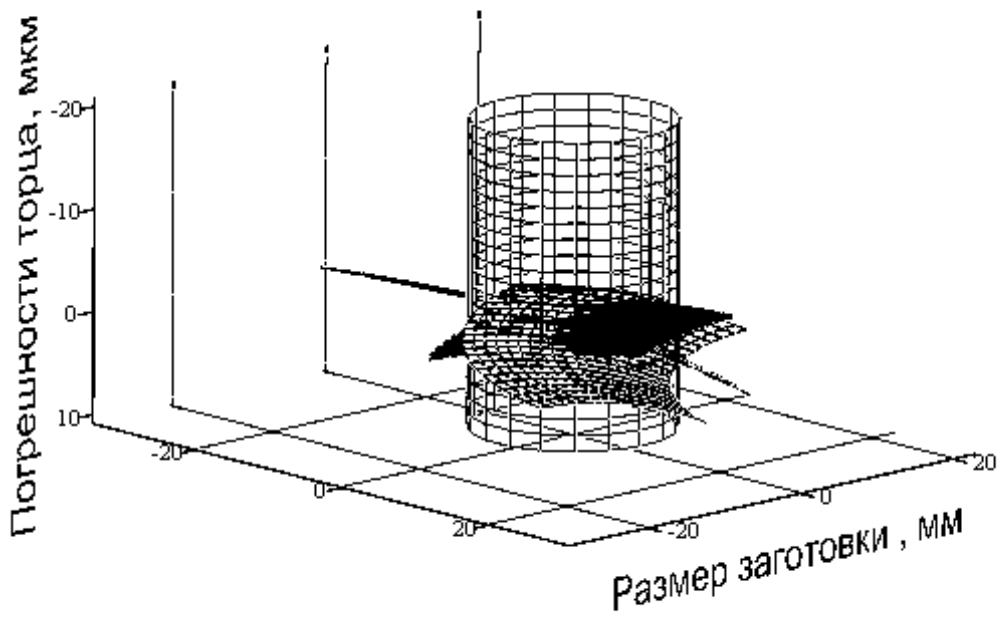


Рис. 3.1.16. Точность формообразования при $\omega = 4$

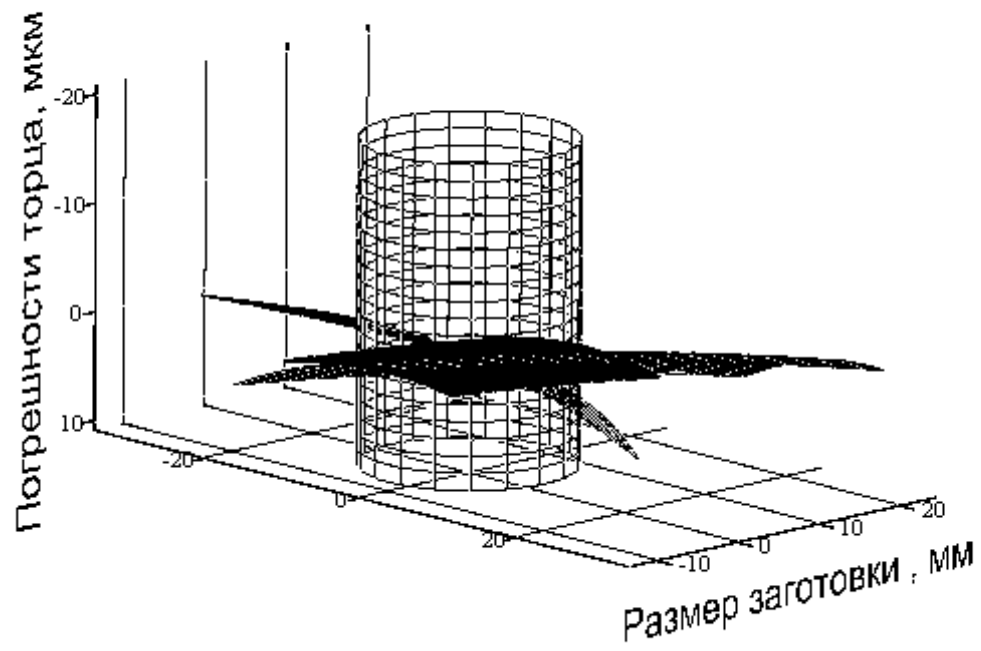


Рис. 3.1.17. Точность формообразования при $\omega = -2$

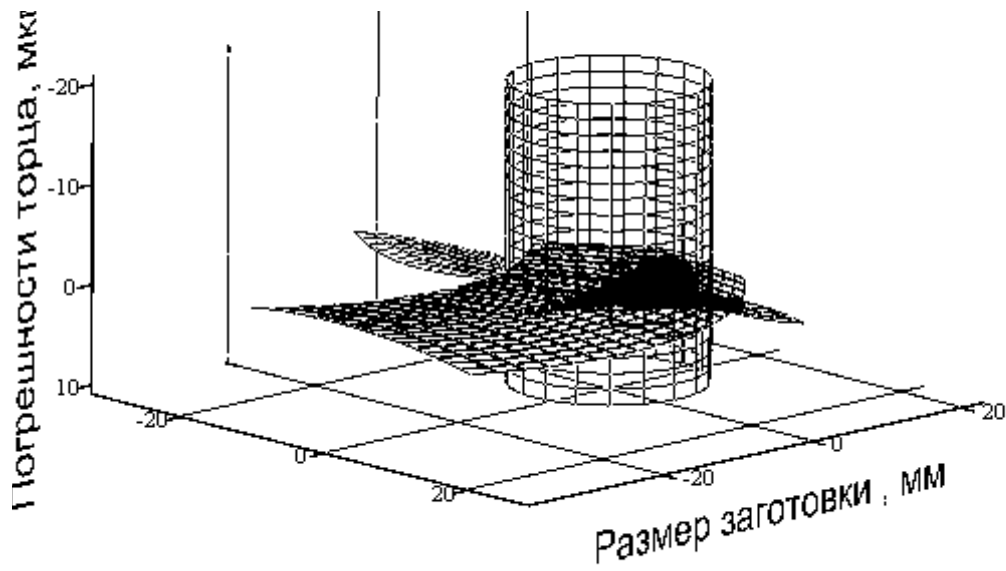


Рис. 3.1.18. Точность формообразования при $\omega = -4$

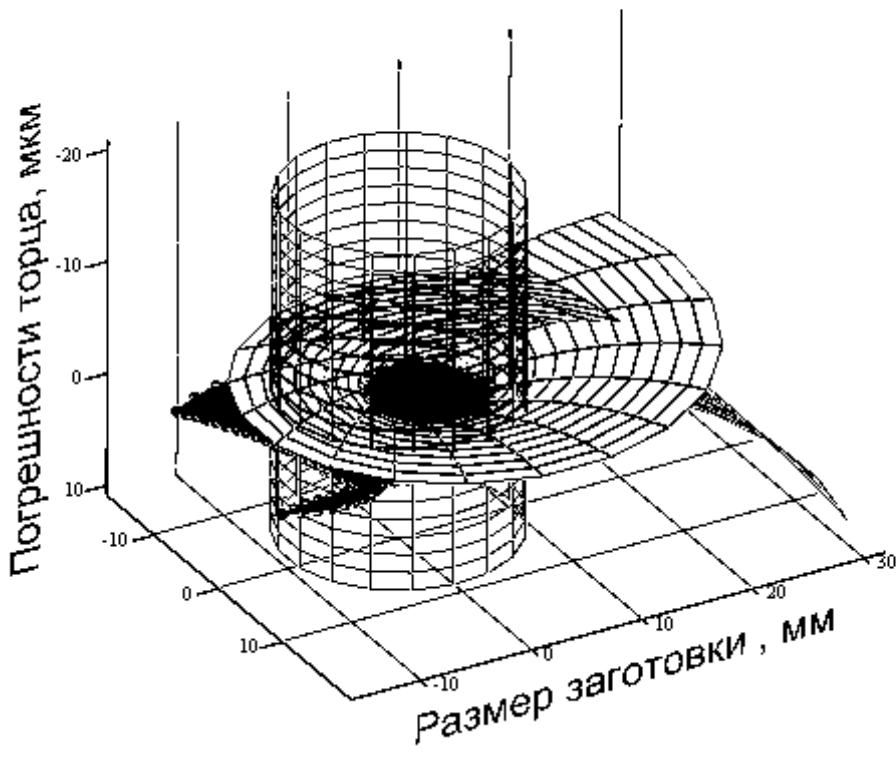


Рис. 3.1.19. Точность формобразования при $\omega = 20$

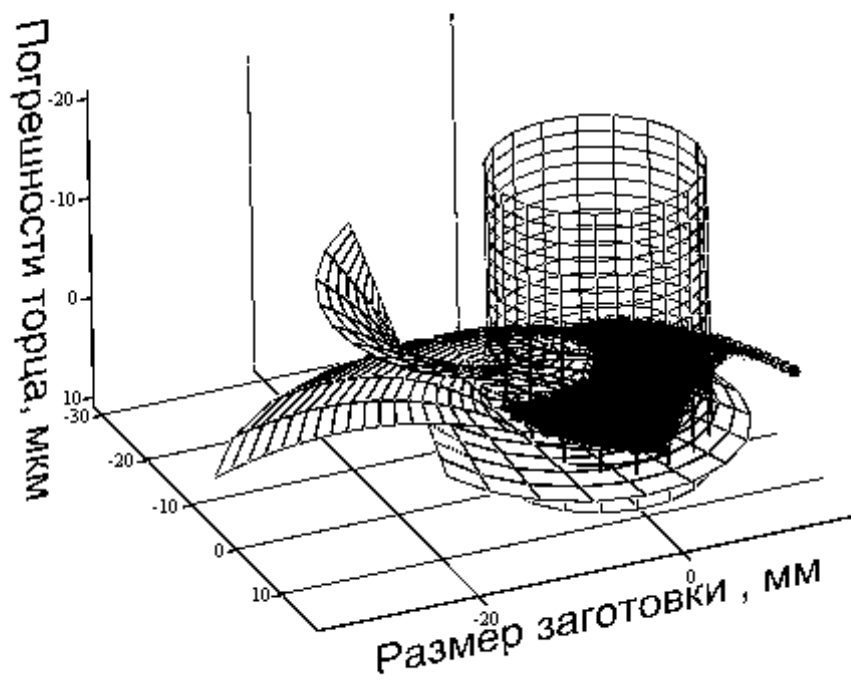


Рис. 3.1.20. Точность формобразования при $\omega = -20$

Теоретические исследования вращения заготовок в зоне обработки показали:

1. Самая низкая точность торцевой поверхности детали $\Delta=8\dots9$ мкм при отсутствии вращения заготовки $\omega=0$ (рис.3.1.14). В формообразовании поверхности участвуют в равной мере окружности наибольшего и наименьшего диаметров калибрующего участка.

2. При вращении заготовок в зоне обработки $\omega=2$ (рис.3.1.15), $\omega=4$ (рис. 3.1.16) точность формообразования торцов значительно возрастает и составляет 2...4 мкм. В формообразовании поверхности, так же как и при $\omega=0$, участвуют в равной мере окружности наибольшего и наименьшего диаметров калибрующего участка. Незначительно возрастает участок на торце, образуемый характеристикой шлифовального круга.

3. При вращении заготовок в зоне обработки в обратную сторону $\omega = -2$ (рис.3.1.17) и $\omega = -4$ (рис. 3.1.18) точность остается, как и при вращении в положительном направлении, но изменяется соотношение между окружностями наибольшего и наименьшего диаметров, принимающих участие в формообразовании.

4. Дальнейшее повышение частоты вращения заготовок на калибрующем участке $\omega = 20$ (рис.3.1.19) и $\omega = -20$ (рис.3.1.20) не приводит к улучшению показателей точности.

Таким образом для повышения точности обработки необходимо вращение заготовок на калибрующем участке.

Предложено устройство для управления вращением заготовок в процессе обработки. Детали фиксируются на участке для съема основного припуска, за счет чего увеличивается пятно контакта торцов детали и инструмента и достигается максимальная производительность, а на калибрующем участке детали принудительно вращаются, что способствует повышению точности.

3. Исследуем точность формообразования торцов при разных значениях соотношений углов ориентации в вертикальной и горизонтальной плоскостях
Другие параметры примем: $H=20$ мм; $v=0,13$ мм; $\omega=0$

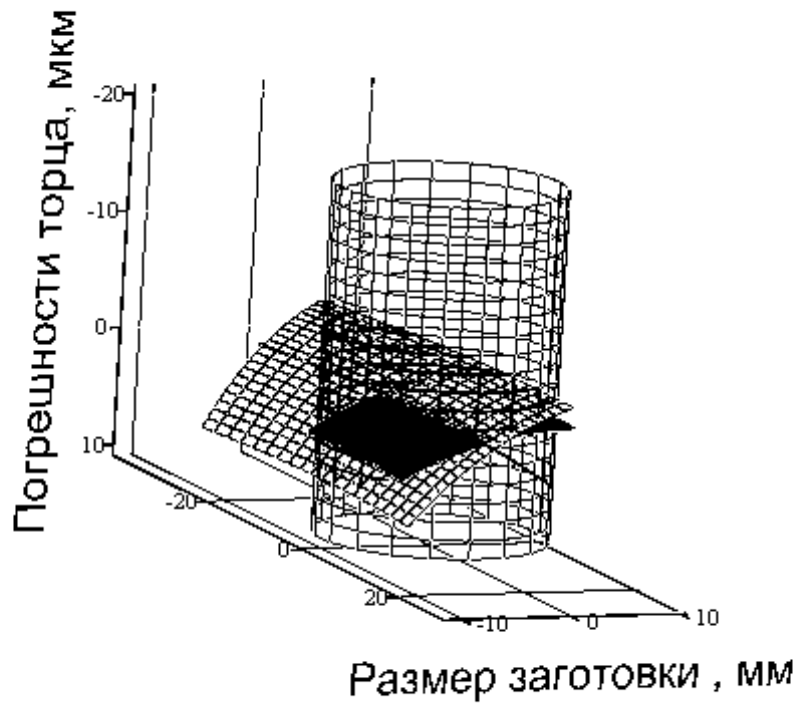


Рис. 3.1.21. Точность формообразования при $\gamma=1,47 \cdot \nu$

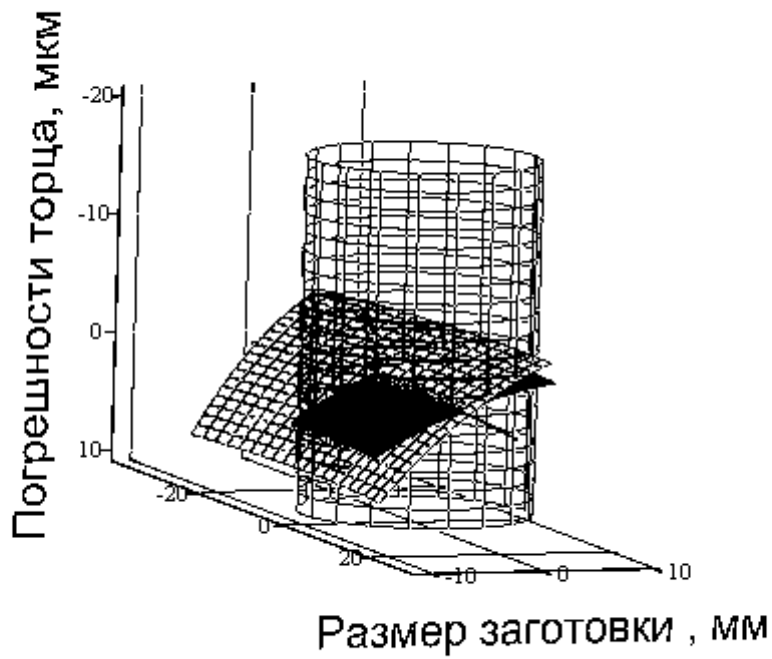


Рис. 3.1.22. Точность формообразования при $\gamma=1,37 \cdot \nu$

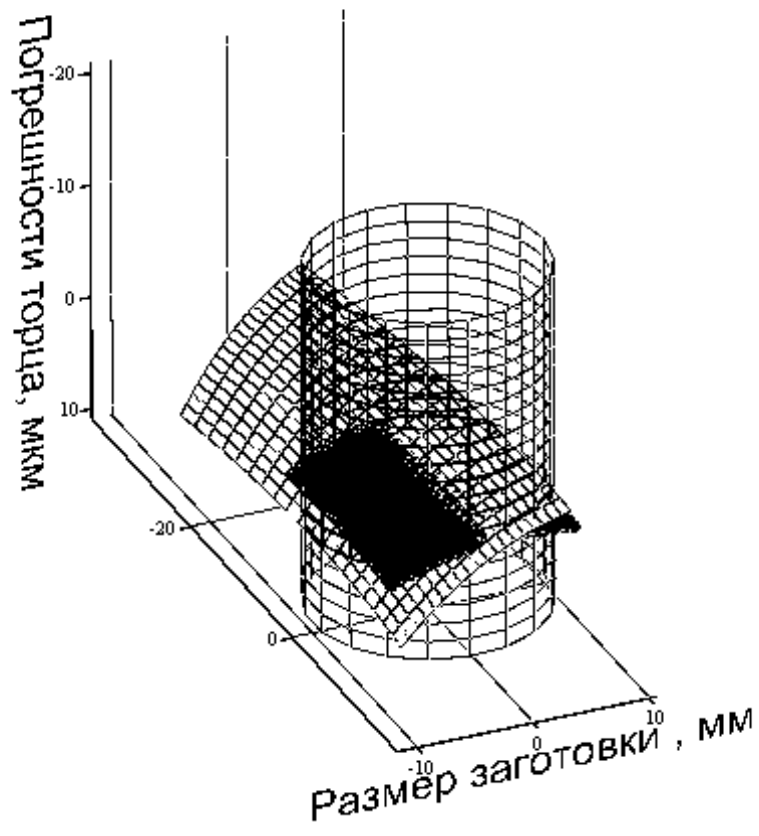


Рис. 3.1.23. Точность формообразования при $\gamma=1,67 \cdot \nu$

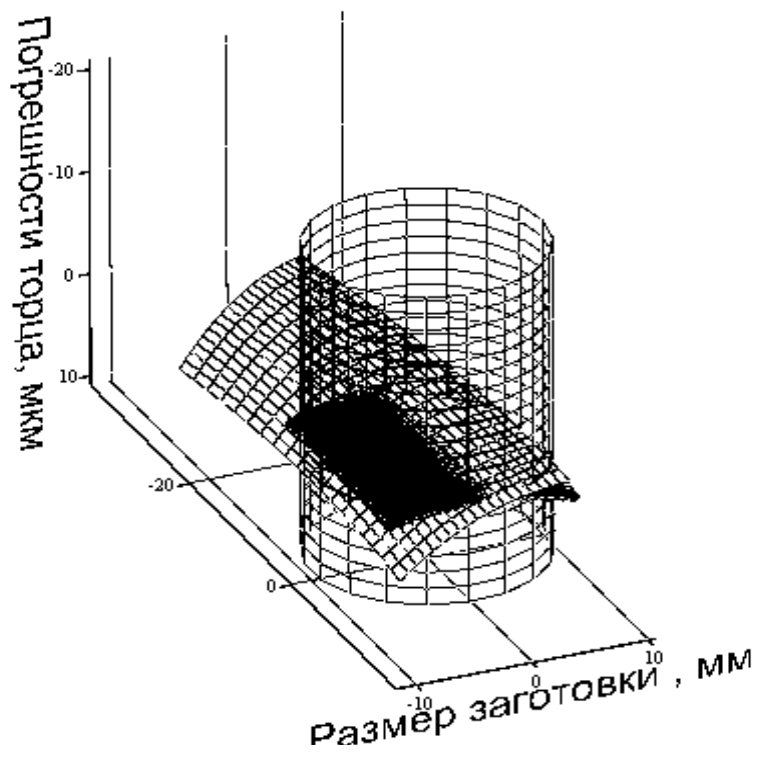


Рис. 3.1.24. Точность формообразования при $\gamma=1,77 \cdot \nu$

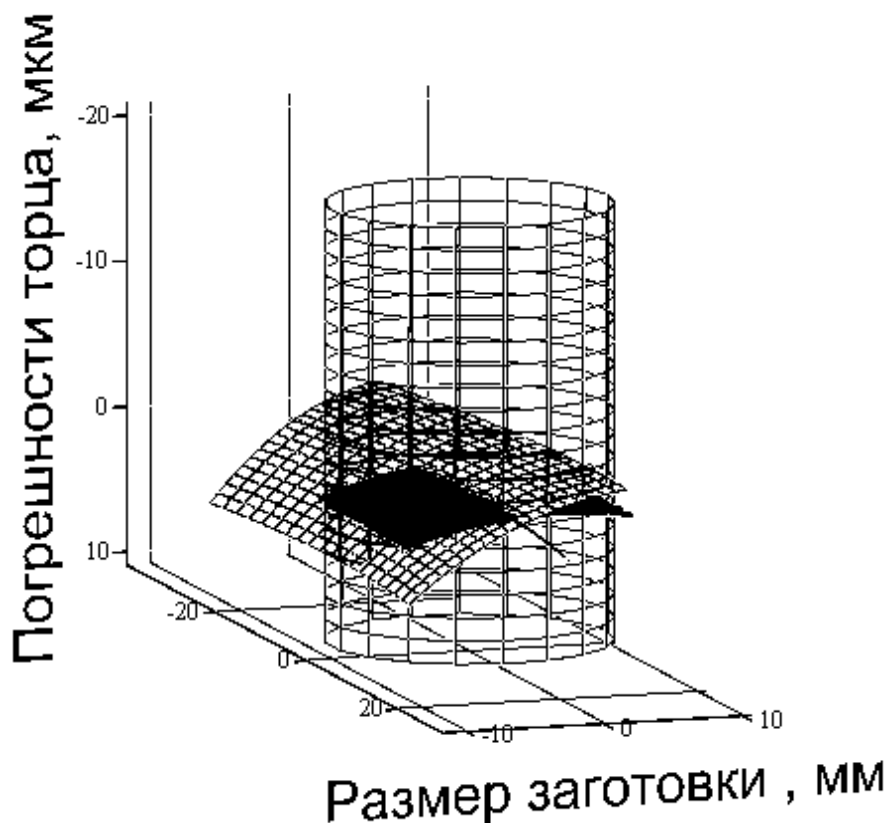


Рис. 3.1.25. Точность формообразования при $\gamma=1,57 \cdot \nu$

Исследование точности формообразования торцов при разных значениях соотношений углов ориентации в вертикальной и горизонтальной плоскостях показало, что наилучшие результаты получены при соотношении углов $\gamma=1,57 \cdot \nu$ ($\Delta=4$ мкм.). Чем больше отличается соотношение γ/ν от этого значения, тем ниже точность (рис. 3.1.21 – 3.1.24).

Методом наименьших квадратов найдена зависимость между оптимальными с точки зрения точности обработки углами ориентации кругов $\gamma(\nu)$ в вертикальной и горизонтальной плоскостях при заданных размерах узлов станка и положении алмазного карандаша:

$$\gamma = 1,573 \cdot \nu. \quad (3.1.9)$$

3.1.3. Повышение точности формообразования за счет варьирования функцией формообразования станка.

Подналадку станка для повышения точности формообразования торца детали будем проводить осевой подачей пинолей шлифовальных бабок и корригированием угла их ориентации в горизонтальной плоскости γ_k при заданном значении угла ν , которое обусловлено производительным съемом припуска. Тогда матрица δ погрешностей узлов будет иметь лишь два элемента:

$$\delta = \begin{bmatrix} \gamma_k \\ z \end{bmatrix} \quad (3.1.10)$$

Находим варьированием уравнения функции формообразования (2.1.5) за параметрами γ и z векторные погрешности [6]:

$$\begin{aligned} \vec{R}_\gamma(\theta_o, \theta) &= A^6(k \cdot \theta_o) \cdot A^1(-R_B) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot \\ &D^4 \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\max}) \cdot A^3(Z_{\max}) \cdot \vec{e}^4, \\ \vec{R}_z(\theta_o, \theta) &= D^3 \cdot A^6(k \cdot \theta_o) \cdot A^1(-R_B) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot \\ &A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\max}) \cdot A^3(Z_{\max}) \cdot \vec{e}^4, \end{aligned} \quad (3.1.11)$$

где D^3, D^4 – передаточные матрицы входных погрешностей положения шлифовальной бабки и пинолей [6].

Матрица A передаточных коэффициентов будет иметь размер $p \times 2$, потому что их рассчитывают для p периферийных точек торцевой поверхности заготовки и двух параметров наладки станка γ и z . Коэффициенты произвольной строки матрицы находят скалярным умножением векторных погрешностей на нормаль к торцевой поверхности заготовки, которая при принятом расположении системы координат совпадает с вектором $\vec{k} = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T$.

Матрицу Δ погрешностей размером $p \times 2$ находят по координатам линии пересечения периферийной цилиндрической боковой поверхности заготовки и поверхности, которую формообразовывает предельная окружность шлифовального круга.

Для определения оптимальных значений угла γ ориентации круга в горизонтальной плоскости необходимо решить матричное уравнение

$$A \cdot \delta = \Delta. \quad (3.1.12)$$

Решением этого уравнения является вектор δ , который находим из выражения

$$\delta = (A^T \cdot A)^{-1} \cdot A^T \cdot \Delta. \quad (3.1.13)$$

Элементы вектора, подставленные из обратным знаком в выражение (3.1.13) позволили получить графики откоррегированных поверхностей (рис. 3.1.26 – 3.1.29).

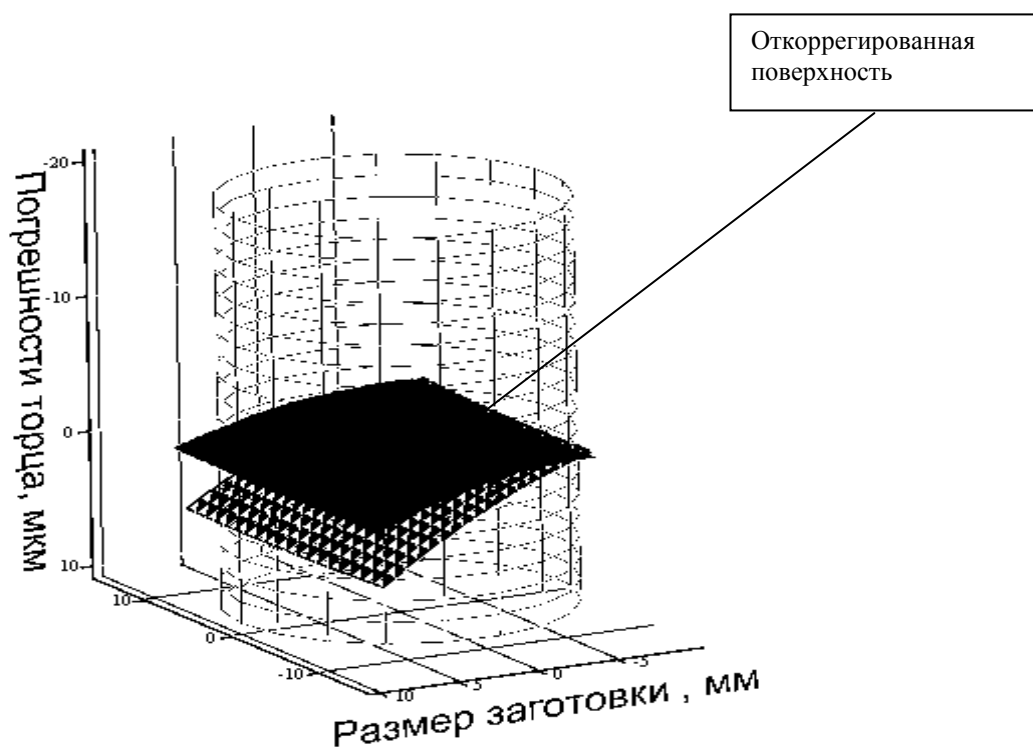


Рис. 3.1.26. Исправление погрешности торцевой поверхности детали за счет варьирования функцией формообразования станка
 $H=20\text{мм.}; v=0,13\text{мм.}; \gamma=1,77 \cdot v=0,23\text{мм.}; \omega=0$

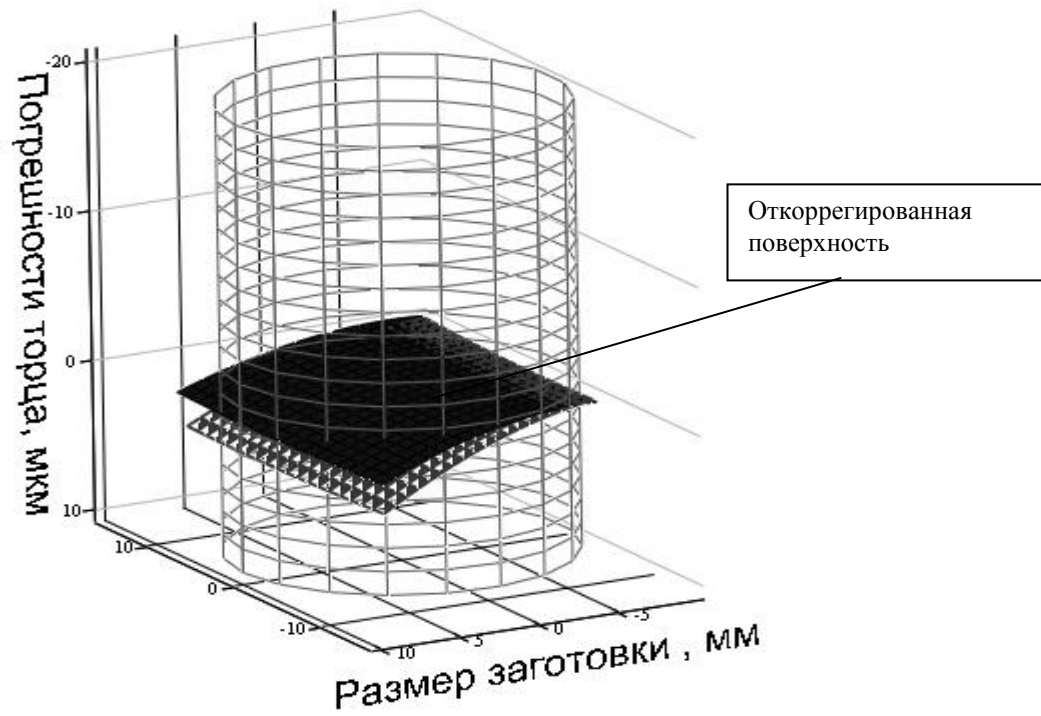


Рис. 3.1.27. Исправление погрешности торцевой поверхности детали за счет варьирования функцией формообразования станка
 $H=20\text{мм.}; v=0,13\text{мм.}; \gamma=1,67 \cdot v=0,22\text{мм.}; \omega=0$

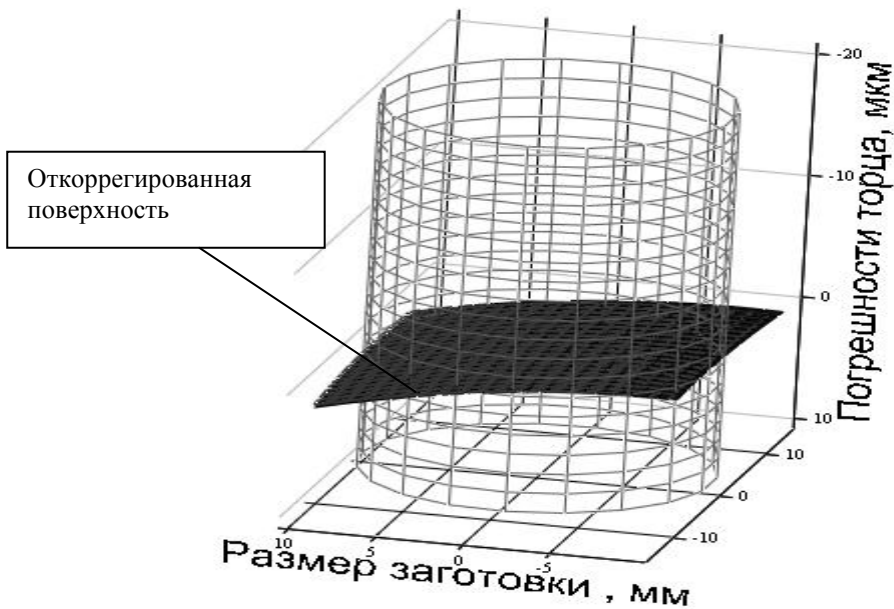


Рис. 3.1.28. Исправление погрешности торцевой поверхности детали за счет варьирования функцией формообразования станка
 $H=20\text{мм.}; v=0,13\text{мм.}; \gamma=1,57 \cdot v=0,2\text{мм.}; \omega=0$

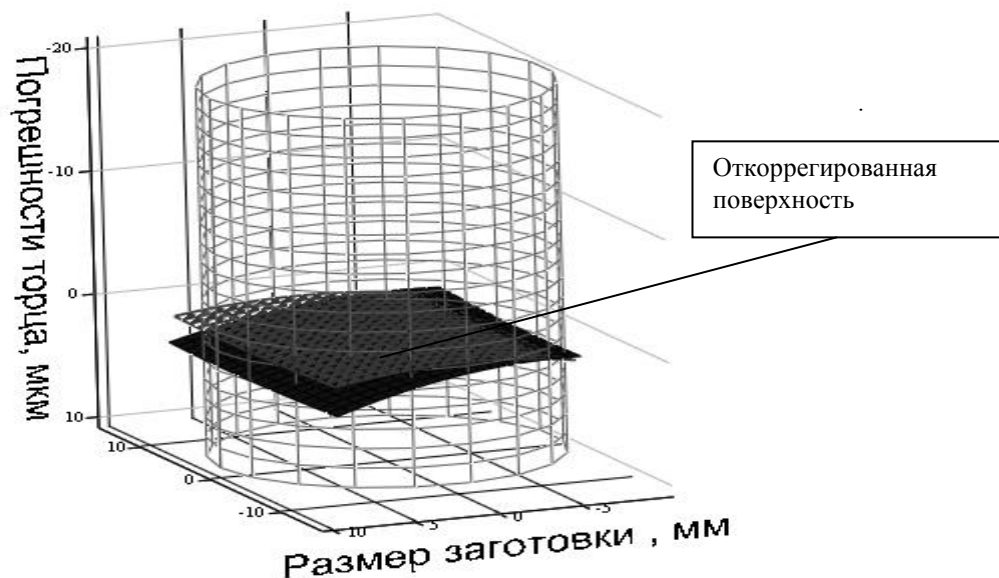


Рис. 3.1.29. Исправление погрешности торцевой поверхности детали за счет варьирования функцией формообразования станка при $H=20\text{мм}$; $v=0,13\text{мм}$; $\gamma=1,47 \cdot v=0,2\text{мм}$; $\omega=0$.

Разработанная математическая модель позволяет производить подналадку станка для повышения точности формообразования торцов деталей осевой подачей пинолей шлифовальных бабок и корригированием угла их ориентации в горизонтальной плоскости γ_k при заданном значении угла v , которое обусловлено производительным съемом припуска (рис. 3.1.26 – 3.1.29).

3. 2. Динамические исследования точности.

Динамические параметры шпиндельного узла оказывают непосредственное влияние на точность формы обработанной поверхности, ее шероховатость, интенсивность износа режущего инструмента. Поэтому необходимо произвести динамический расчет шпиндельного узла и установить области его безрезонансной работы, определить АФЧХ и формы колебаний системы.

Начальное дифференциальное уравнение вынужденных колебаний стержня-ротора, запишется в виде [3]

$$EJ \cdot \frac{\partial^4 \xi}{\partial x^4} + k\xi + m \cdot \frac{\partial^2 \xi}{\partial t^2} = P_k \cdot \sin(\omega \cdot t), \quad (3.2.1)$$

где EJ - жесткость при изгибе в плоскости колебаний;

ξ – поперечное перемещение на расстоянии x в момент времени t ;

k – коэффициент ;

m – масса единицы длины стержня;

P_k – возмущающая сила;

ω – частота вынужденных колебаний системы.

Из численных методов расчета упругих систем, которые описываются линейными дифференциальными уравнениями, одним из самых перспективных наряду с методом конечных элементов является метод начальных параметров в матричной формулировке. Он позволяет приводить динамические характеристики шпindelных узлов и управляющее динамическое влияния к расчету сложной цепной системы с многократно повторяемым циклом алгебраических операций, что отвечает переходу от одного участка системы к другому, и успешно применить ЭВМ.

Расчетная модель узла рассматривается как упругая ступенчатая балка длиной l на пружнодемпфирующих опорах (рис. 3.2.1). С помощью n радиальных сечений, включая крайние, балка разделена на $(n-1)$ участков кусочно-постоянного сечения, в одном из которых действует возмущающая сила P_k . Расчет динамических характеристик роторного узла заключается в определении комплексных амплитуд стационарных вынужденных колебаний балки в любом сечении от действия возмущающей силы P_k .

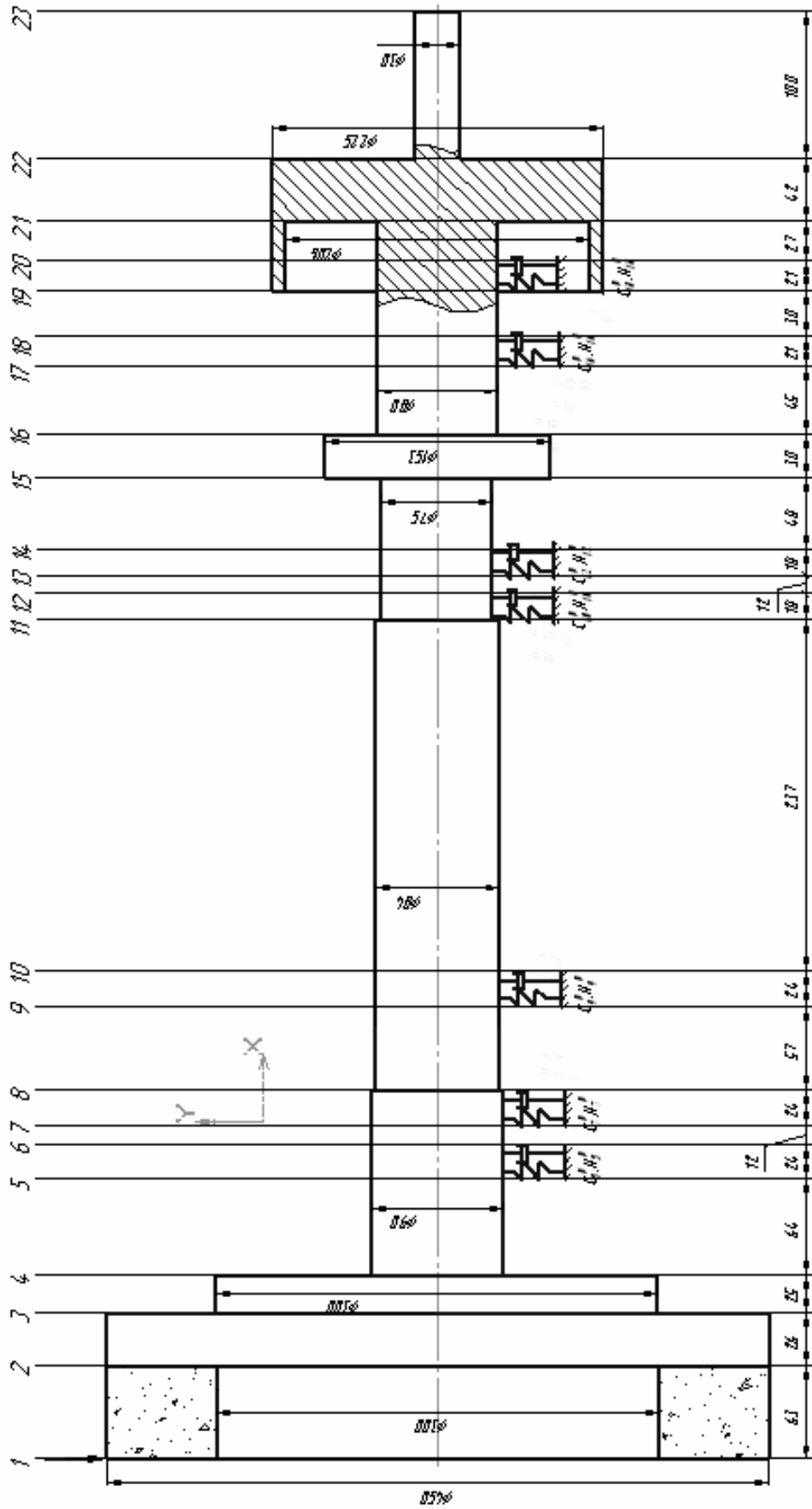


Рис.3.2.1. Расчетная модель шпиндельного узла станка 3342АДО

Каждый i -тый участок имеет распределенную массу m_i и постоянную гибкую жесткость EJ_i . Смонтированные на роторе детали (зубчатые колеса, шкивы и др.) представляются в виде сосредоточенных грузов, расположенных на пределах участков, которые имеют массу M_i и момент инерции J_i .

Метод решения данной задачи основан на решении матричного уравнения, которое связывает параметры в начальном сечении балки, через переходные матрицы ее сечений и участков с параметрами в конечном пересечении, а также силовым фактором, который действует в k -м сечении

$$[Y_n] = [A] \cdot [Y_1] + [B] \cdot [\psi_k], \quad (3.2.2)$$

где – $[Y_n, Y_1]$ матрицы-столбцы комплексных параметров на концах балки (в n -м и 1 -м сечениях);

$[A]$ – матрица, равная произведению всех переходных матриц для сечений и участков балки;

$[B]$ – матрица, равная произведению всех переходных матриц балки, расположенных после k -го сечения, где прилагается внешняя сила P_k .

Матрица $[Y_i]$ включает комплексные величины параметров в i -м сечении ротора

$$[Y_i] = \begin{vmatrix} y_i \\ \varphi_i l \\ \frac{M_i l^2}{EI_i} \\ \frac{Q_i l^3}{EI_i} \end{vmatrix}, \quad (3.2.3)$$

где y_i – комплексная амплитуда сдвига;

φ_i – комплексная амплитуда угла поворота;

M_i – комплексная амплитуда момента силы;

Q_i – комплексная амплитуда поперечной силы;

l – длина ротора;

EJ_i – гибкая жесткость i -го пересечения ротора.

Матрица $[\psi_k]$ внешних нагрузок в k -м сечении имеет вид

$$[\psi_k] = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{M_k l^2}{EI} \\ \frac{P_k l^3}{EI} \end{vmatrix}, \quad (3.2.4)$$

где M_k – внешний момент сил.

Переходные матрицы сечений и участков ротора и их параметров определяются избранной расчетной моделью ротора. Каталоги переходных матриц стержневых конструкций наводятся в справочной литературе, например [60]. Зная параметры роторного узла во всех сечениях, можно найти частотные передаточные функции этих параметров по силовому внешнему влиянию, которое действует в сечении k , например АФЧХ податливости в i -м сечении ротора.

$$W_{P_k}^{y_i}(i\omega) = y_i(i\omega) / P_k(i\omega) = R_e(\omega) + i \cdot I_m(\omega). \quad (3.2.5)$$

Отсюда можно отдельно определить АФЧХ ротора: $A(\omega) = \sqrt{R_e^2(\omega) + I_m^2(\omega)}$,

$\varphi(\omega) = \arctg \frac{I_m(\omega)}{R_e(\omega)}$. Построение упругих линий изгиба ротора по известным параметрам y и φ в пересечениях позволяет исследовать основные формы колебаний ротора на разнообразных частотах.

Для расчета динамических характеристик шпиндельного узла на ЭВМ была использована программа SPIDIN, разработанная кафедрой металлорежущих станков Черниговского государственного технологического университета (блок-схему программы см. рис. 2.2.2). Текст программы написан на языке MS-Fortran 5.0.

На основе введенных данных о параметрах расчетной модели ротора в цикле по изменению частоты возмущения вычисляются параметры ротора y , φ , M , и Q во всех его сечениях, определяются параметры $R_e(\omega)$ и $I_m(\omega)$, АФЧХ и формы колебаний системы.

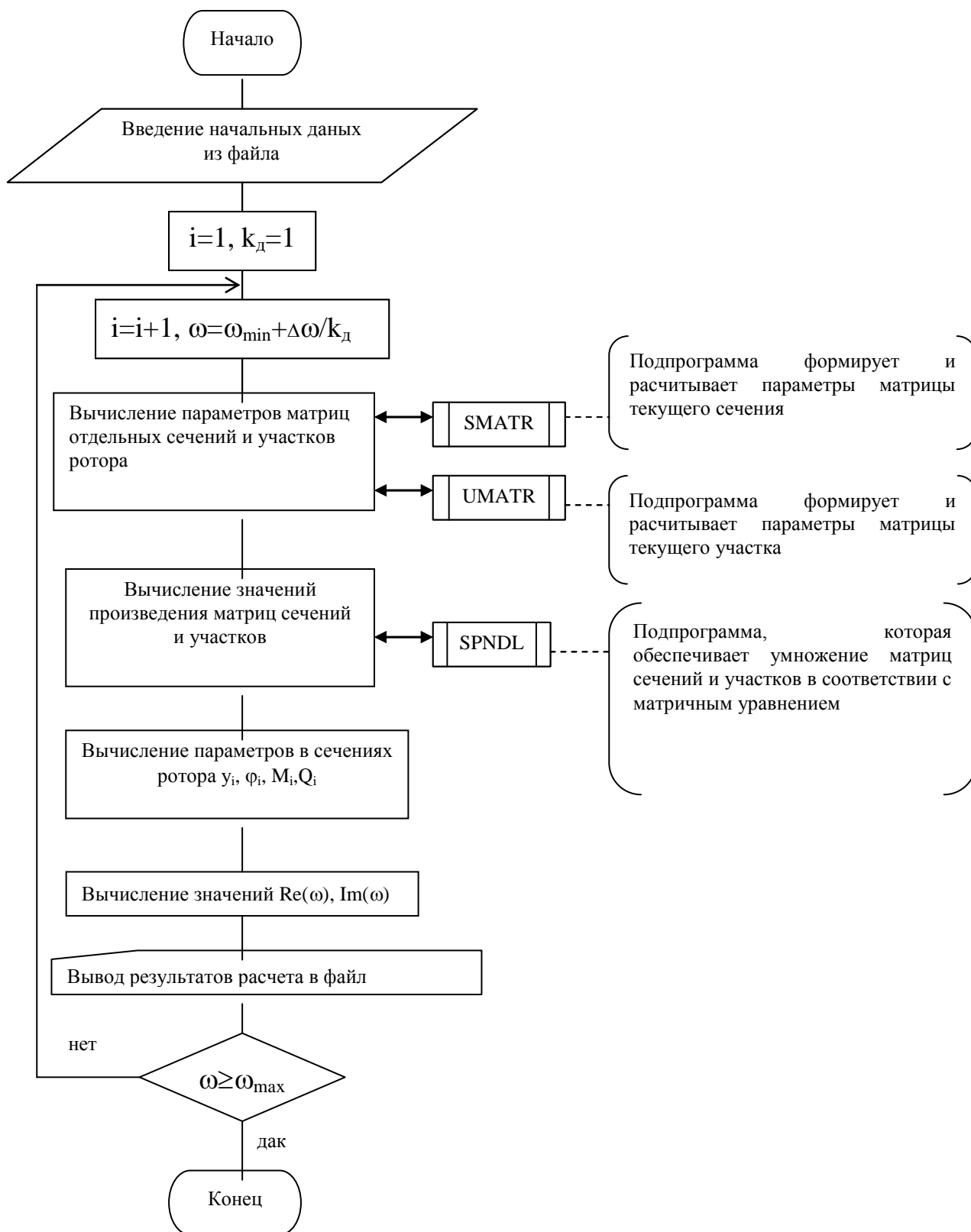


Рис. 3.2.2. Блок-схема программы расчета динамических характеристик шпиндельного узла

Частота ω изменяется в заданном рабочем диапазоне частот $\omega_{min} - \omega_{max}$ с максимальным шагом $\Delta\omega$, который уменьшается в резонансных зонах пропорционально коэффициенту динамичности k_d .

Расчет динамических характеристик шпиндельного узла производится с помощью программы SPIDYN

Все элементы шпиндельного узла рассматриваются как подсистемы с распределенными параметрами. Обобщенная расчетная динамическая модель приведена на рисунке 3.2.1.

Рассмотренная модель системы состоит из 23 участков, разделенных 24-мя сечениями. Каждый участок характеризуется длиной l_i , средним диаметром (внешним D_i и внутренним d_i), распределительной массой m_i , демпфированием, в материале h_i , гибкой жесткостью EJ_i .

Каждое сечение характеризуется наличием одного или нескольких ниже перечисленных факторов:

- 1) изменением диаметра вала D_i или d_i (прыжок момента инерции I_i);
- 2) сосредоточенной опорой, обладающей жесткостью или демпфированием (подшипники качения);
- 3) сосредоточенным грузом с массой M и моментом инерции J (если он существенен);
- 4) внешней сосредоточенной нагрузкой (силой P_i или моментом M_i).

В расчетной модели системы подшипники в опорах ротора поданы в виде пружнодемпфирующих основ. Внешняя единичная возмущающая сила P прилагается в сечении 1 (возмущение от единичной силы).

Расчет параметров модели выполнялся в следующем порядке.

1. По чертежу шпиндельного узла уточняем длины отдельных участков и средние диаметры (внешние D_i и внутренние d_i).

2. Определяем значение моментов инерции на участках $J_i = \frac{\pi}{64}(D^4 - d^4)$. Для многоступенчатого участка используется формула

$$J_{cp} = \frac{\sum J_i \cdot l_i}{\sum l_i} \quad (3.2.6)$$

3. Рассчитываем изгибную жесткость участков за зависимость EJ_i (E – модуль Юнга. Для стали $E=2,1106$ даН/см²).

4. Расчет масс участков выполнялся с учетом вращающихся деталей, расположенных на валу. Сначала определялся объем элементов, расположенных на участке V_i , затем через удельный вес материала масса за формулой $M_i = \frac{q_i V_i}{g}$.

Распределенная масса участка вычислялась по формуле $m_i = \frac{M_i}{l_i}$.

5. Расчет жесткости опор ротора и выполнялся за традиционными методиками с учетом экспериментальных данных [15] рис.3.2.3.

При определении распределенной на участке жесткости используем формулу

$$C_i^p = \frac{C_i}{l_i} \quad (3.2.7)$$

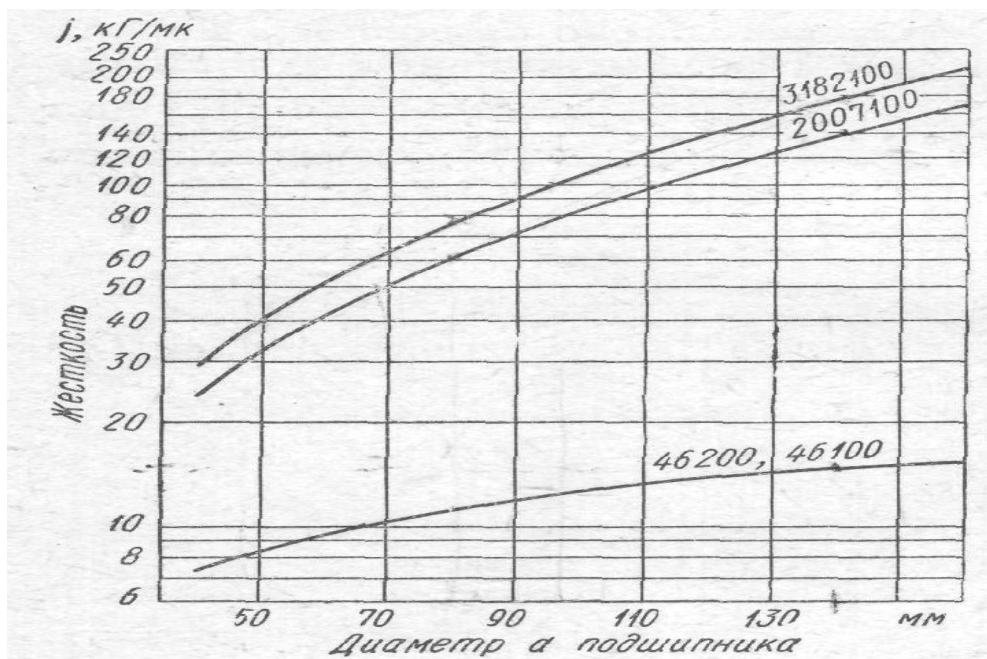


Рис. 3.2.3. Жесткость шпиндельных опор с радиальными двухрядными роликоподшипниками типа 3182100, коническими однорядными роликоподшипниками типа 2007100 и радиально-упорными шарикоподшипниками типа 46100 и 46200

6. Коэффициенты демпфирования подшипников определялись по зависимостям

$$h_i = \frac{\psi \cdot C_i^p}{4 \cdot \pi^2 \cdot \omega}, \quad (3.2.7)$$

где ψ - коэффициент относительного рассеивания энергии ($\psi=0,7 - 0,9$);

ω – ожидаемая резонансная частота роторного узла (принимается 100 Гц).

В результате расчета на ПЭВМ получены распечатки динамических характеристик шпиндельного узла, а именно резонансные частоты колебаний шпиндельного узла, параметры АФЧХ (значение вектора динамической податливости в прямоугольной и полярной системах координат), а также формы колебаний упругой системы, на резонансных частотах вращения шпинделя. Динамическая податливость определялась как

$$W_{yc} = W_1^1 = \frac{Y_1}{P_1}(i\omega). \quad (3.2.8)$$

АФЧХ выражает собой отношение перемещения системы в сечении 1 (Y_1) к силе (P_1), прилагаемой в том же сечении, и характеризуется такими основными параметрами:

- статической податливостью k_{eyc} ;
- максимальной резонансной амплитудой A_p ;
- резонансной частотой системы f_p ;
- параметром, который характеризует виброустойчивость системы $R_{e\ yc1}^m$;
- коэффициентом динамичности $K_d = \frac{A_p}{k_{eyc}}$.

АФЧХ W_1^1 для полной расчетной модели показана на рисунке 3.2.4.

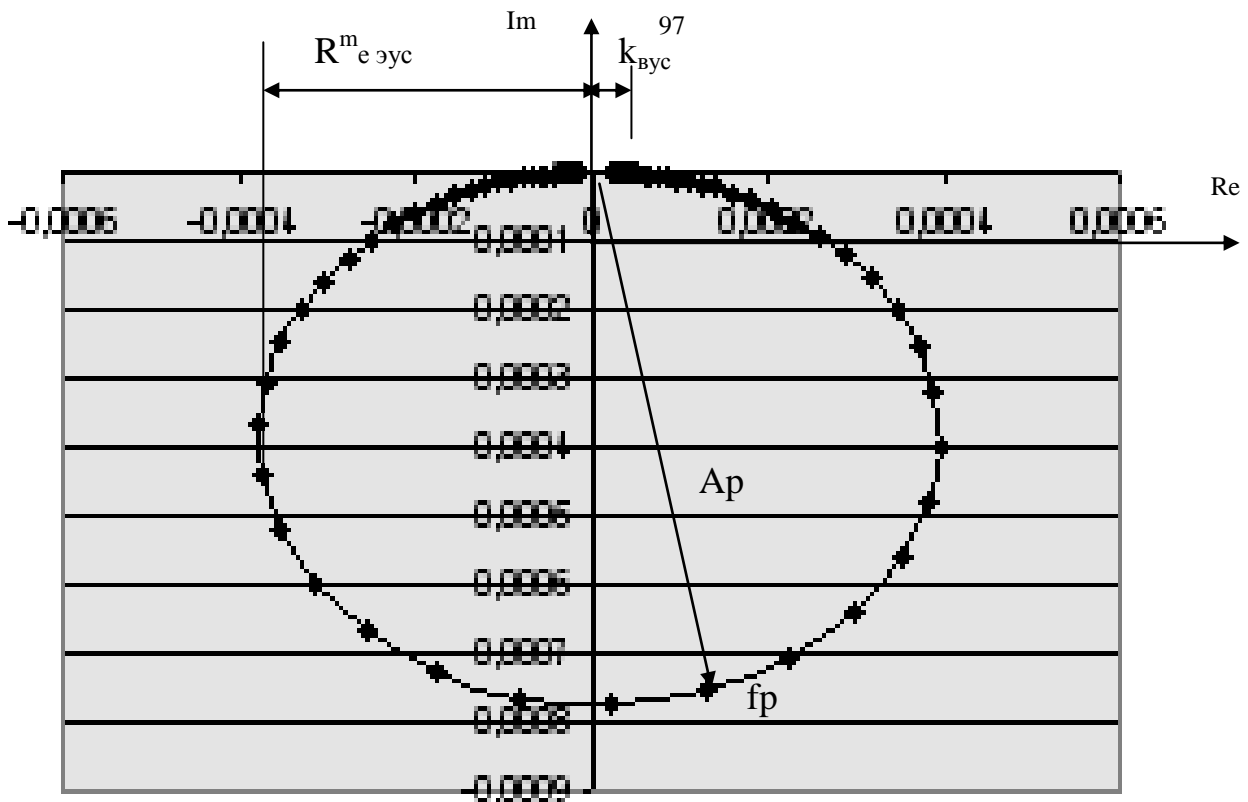


Рис. 3.2.4. АФЧХ шпиндельного узла станка 3342 АДО

	A	B		A	B
1	0,00002351	0	34	0,00039509	-0,00039689
2	0,000023622	-4,001E-08	35	0,00038411	-0,00047897
3	0,000023948	-8,2272E-08	36	0,00035272	-0,00056321
4	0,000024501	-1,2905E-07	37	0,00029865	-0,00064267
5	0,000025295	-1,8297E-07	38	0,00022252	-0,00070914
6	0,000026349	-2,4721E-07	39	0,00012866	-0,00075468
7	0,000027686	-3,2576E-07	40	0,000024659	-0,00077355
8	0,000029337	-4,2369E-07	41	-0,000079983	-0,00076371
9	0,000031337	-5,4761E-07	42	-0,00017593	-0,00072727
10	0,00003373	-7,0616E-07	43	-0,00025593	-0,00066971
11	0,000036567	-9,1074E-07	44	-0,0003159	-0,00059834
12	0,000039909	-1,1764E-06	45	-0,00035494	-0,00052059
13	0,000043827	-1,5232E-06	46	-0,00037471	-0,00044275
14	0,000048404	-1,9776E-06	47	-0,00037837	-0,00036942
15	0,000053736	-2,5751E-06	48	-0,00036965	-0,00030341
16	0,000059932	-3,3626E-06	49	-0,0003522	-0,000246
17	0,000067118	-4,4027E-06	50	-0,00032917	-0,00019737
18	0,000075437	-5,7787E-06	51	-0,00030308	-0,00015702
19	0,000085049	-7,6013E-06	52	-0,00027582	-0,00012408
20	0,00009613	-0,000010017	53	-0,00024871	-0,000097515
21	0,00010887	-0,00001322	54	-0,00022261	-0,000076303
22	0,00012348	-0,000017466	55	-0,00019808	-0,000059492
23	0,00014016	-0,00002309	56	-0,00017539	-0,000046249
24	0,0001591	-0,000030528	57	-0,00015466	-0,000035866
25	0,00018045	-0,000040343	58	-0,00013589	-0,000027755
26	0,00020429	-0,000053249	59	-0,00011903	-0,000021439
27	0,00023054	-0,000070135	60	-0,00010394	-0,000016532
28	0,00025891	-0,00009208	61	-0,00009051	-0,000012728
29	0,00028877	-0,00012034	62	-0,000078585	-9,7838E-06
30	0,00031899	-0,00015628	63	-0,000068026	-7,5091E-06
31	0,00034777	-0,00020123	64	-0,000058695	-0,000005754
32	0,00037251	-0,00025628	65	-0,000050464	-4,4018E-06
33	0,0003897	-0,00032178	66	-0,000043215	-3,3615E-06
34	0,00039509	-0,00039689	67	-0,00003684	-2,5624E-06
			67	-0,00003684	-2,5624E-06
			68	-0,000031241	-1,9496E-06
			69	-0,000026333	-1,4806E-06
			70	-0,000022037	-1,1227E-06
			71	-0,000018483	-8,6378E-07
			72	-0,000015804	-6,9102E-07
			73	-0,000013716	-5,7003E-07

Рис. 3.2.5. Исходные данные для построения АФЧХ

Формы колебаний шпинделя на нулевой частоте приведены на рис. 3.2.6.

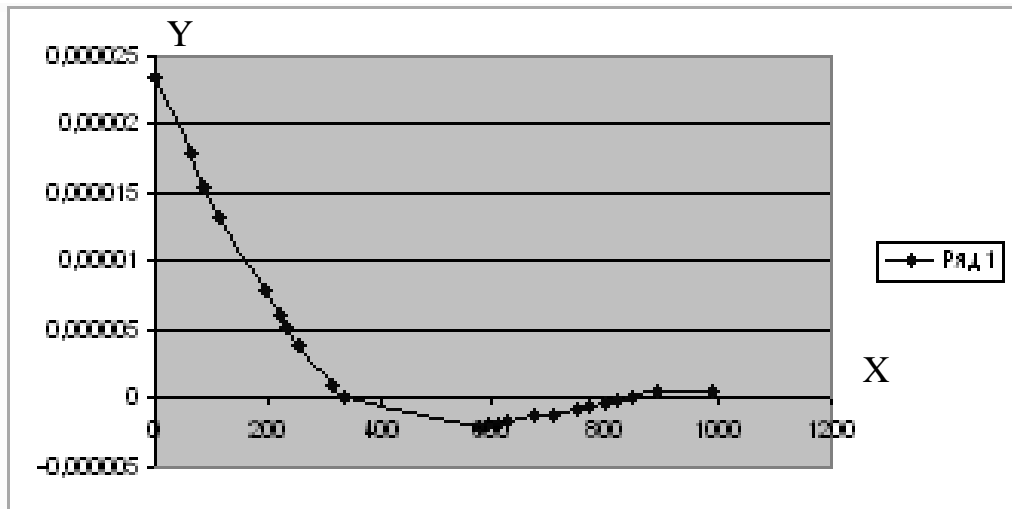
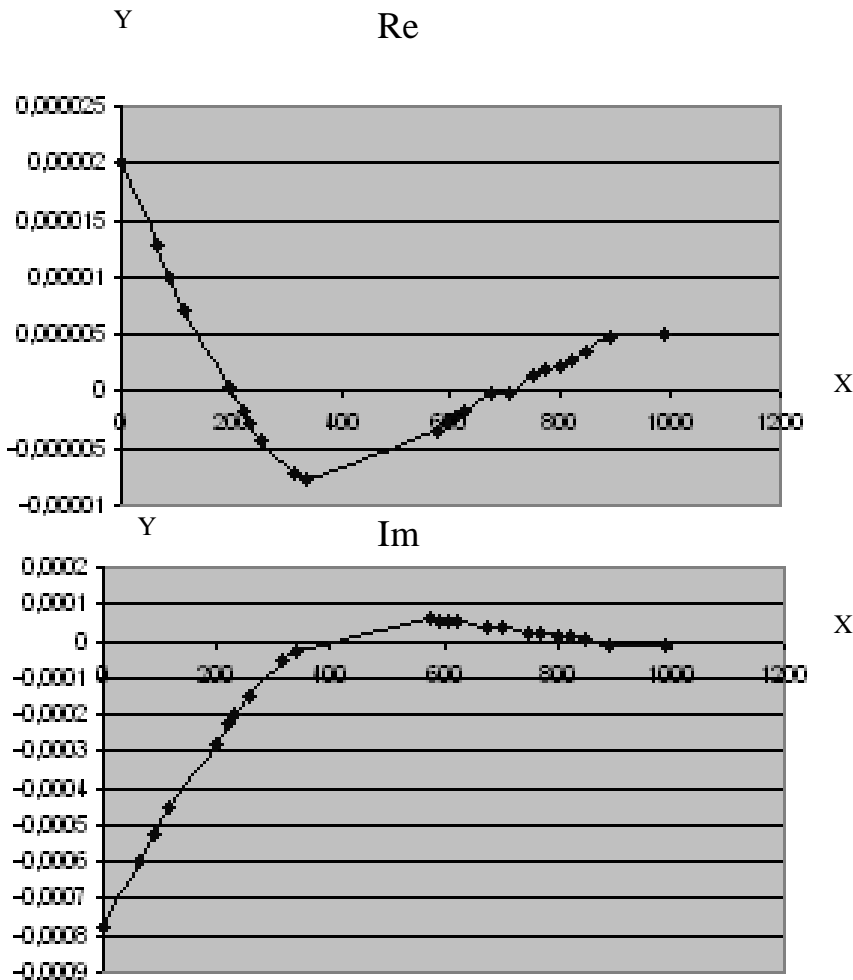


Рис. 3.2.6. Форма колебаний шпинделя при $f=0$.

	A	B
1	0	0,000023515
2	63	0,000017835
3	88	0,000015491
4	113	0,000013238
5	197	7,8802E-06
6	221	6,1274E-06
7	233	5,3115E-06
8	257	3,8019E-06
9	314	9,6825E-07
10	338	8,4731E-08
11	575	-2,0183E-06
12	594	-1,8931E-06
13	606	-1,7989E-06
14	625	-1,6455E-06
15	674	-1,1864E-06
16	704	-1,1539E-06
17	749	-6,8229E-07
18	770	-4,5777E-07
19	800	-4,2563E-07
20	821	-2,0062E-07
21	848	8,8669E-08
22	890	5,3868E-07
23	990	6,4582E-07

Рис. 3.2.7. Исходные данные для построения графика формы колебаний шпинделя при $f=0$.

Формы колебаний шпинделя на резонансной частоте приведены на рис. 3.2.8

Рис. 3.2.8. Формы колебаний шпинделя при $f=f_p$

	Re		Im	
	A	B	A	B
1	0	0,000020125	0	-0,00077371
2	63	0,000012869	63	-0,00059543
3	88	9,8748E-06	88	-0,00052186
4	113	6,9965E-06	113	-0,00045112
5	197	2,9619E-07	197	-0,00028082
6	221	-1,7876E-06	221	-0,00022429
7	233	-2,7271E-06	233	-0,00019786
8	257	-4,3999E-06	257	-0,00014875
9	314	-7,105E-06	314	-5,5445E-05
10	338	-7,7196E-06	338	-2,5798E-05
11	575	-3,4335E-06	575	0,000058223
12	594	-2,779E-06	594	0,000055393
13	606	-2,3508E-06	606	0,000053124
14	625	-1,7259E-06	625	0,00004927
15	674	-1,5598E-07	674	0,000037028
16	704	-6,1362E-08	704	0,000036192
17	749	1,3355E-06	749	0,000023197
18	770	1,9791E-06	770	0,000016957
19	800	0,000002071	800	0,000016062
20	821	2,7142E-06	821	9,8008E-06
21	848	3,5414E-06	848	0,00000175
22	890	4,8281E-06	890	-1,0774E-05
23	990	5,1345E-06	990	-1,4682E-05

Рис. 3.2.9. Исходные данные для построения формы колебаний шпинделя при $f=f_p$

3.3. Силы резания .

Точность деталей, обработанных на торцешлифовальных станках во многом зависит от установленного при наладке станка взаимного расположения торцов кругов в горизонтальной и вертикальной плоскостях. Однако деформации упругой системы станка, возникающие под действием сил резания, изменяют взаимное положение торцов кругов. Кроме того, для обеспечения требуемого качества поверхности детали необходимо оценивать ожидаемую глубину и структуру дефектного слоя, что вытекает из теплонапряженности процесса, более высокой, чем при других операциях абразивной обработки. Параметры дефектного слоя определяются распределением температуры в зоне контакта круга и заготовки, которую можно рассчитать, зная зависимость сил резания от условий обработки.

В настоящее время разработана методика определения составляющих силы резания для плоского шлифования без учета влияния зерен перемешивающих металл, хотя современные представления об условиях резания металла позволяют сделать вывод, что таких зерен большинство. Расчет составляющих сил резания для случаев шлифования ориентированным инструментом недостаточно широко освещен в научной литературе и требует дополнительного изучения.

Предложена методика определения сил резания [49] при шлифовании поверхностей деталей с учетом не только режущих, но и деформирующих металл зерен, которая может применяться для случаев шлифования ориентированным инструментом.

Для расчета составляющих сил при торцевом шлифовании необходимо определить:

- силы, которые действуют на одну режущую и деформирующую металл кромку;
- размеры зоны резания, решив векторные уравнения поверхностей инструмента и заготовки;
- суммарную силу резания, как интегральную сумму произведений числа кромок, находящихся на заданной глубине проникновения в поверхность заготовки, на значение единичной силы резания, как для режущих, так и для перемешивающих зерен.

Рассмотрим отдельно пункты данного алгоритма.

1. Силы, действующие на отдельное зерно, по своей величине не значительны и определяются характером работы, которую выполняет абразивное зерно в зоне резания. Так, зерно может деформировать металл, не производя его съёма, и непосредственно принимать участие в резании металла.

Принято считать, что на отдельное режущее зерно действуют силы сдвига P_c , трения P_{mp} и инерции $P_{ин}$. Для определения их проекций в радиальном и тангенциальном направлении воспользуемся формулами, приведенными в работе Л.Н.Филимонова [101]:

$$\begin{aligned}
 P^{\tau} &= P_{сд}^{\tau} + P_{mp}^{\tau} + P_{ин}^{\tau} = \\
 &= \tau_s \cdot z \cdot \rho \cdot \left\{ \begin{aligned} &\frac{\sin(\beta + \varphi_s)}{\sin \beta \cdot \sin \varphi_s} \cdot \sqrt{2 \frac{z}{\rho} + 2\pi\mu / (3\mu_s) + \dots} \\ &+ \frac{\rho_M \cdot v \cdot (v - v_c \cdot \sin \gamma)}{\tau_s} \cdot \sqrt{2 \frac{z}{\rho}} \end{aligned} \right\}. \quad (3.3.1)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 P^n &= P_{сд}^n + P_{mp}^n + P_{ин}^n = \\
 &= \tau_s \cdot z \cdot \rho \cdot \left\{ \begin{aligned} &\frac{\cos(\beta + \varphi_s)}{\sin \beta \cdot \sin \varphi_s} \cdot \sqrt{2 \frac{z}{\rho} + 2\pi / (3\mu_s) + \dots} \\ &+ \frac{\rho_M \cdot v \cdot v_c \cdot \cos \gamma}{\tau_s} \cdot \sqrt{2 \frac{z}{\rho}} \end{aligned} \right\}. \quad (3.3.2)
 \end{aligned}$$

где P^{τ} , P^n – тангенциальная и нормальная составляющие силы микрорезания единичным зерном;

ρ_M – плотность материала заготовки;

v – скорость резания;

$v_c = v \cdot \sin \beta / \cos(\beta - \gamma)$ – проекция скорости движения стружки на направление перемещения зерна относительно материала заготовки;

$\beta \cong 12^\circ$ – угол сдвига обрабатываемого материала;

$\gamma = \arcsin(1 - z/2\rho)$ – передний угол режущей кромки;

μ_s, μ – коэффициенты трения в плоскости сдвига и на задней поверхности кромки;

$\varphi_s = \arctg \mu_s$ – угол трения в плоскости сдвига.

Безразмерные слагаемые в скобках определяют вклад каждой составляющей силы в суммарную проекцию микрорезания и выполняют роль коэффициентов. Эти слагаемые учитывают изменение направления действия составляющей силы и характеризуют условия в зоне контакта. Кроме того, видно, что эти коэффициенты зависят от отношения z/ρ .

Однако, приведенные зависимости учитывают лишь изменение направления движения удаляемого с заготовки материала. Характер сил, действующих на деформирующие металл зерна, а также изменение проекции скорости v_c движения материала при деформировании, не рассматривается.

При шлифовании толщина срезаемого слоя a_z соразмерна с радиусом ρ округления вершины режущей кромки. По мере её изнашивания радиус ρ увеличивается, а толщина срезаемого слоя для большинства способов шлифования соответственно уменьшается, что приводит к соответствующему изменению соотношения z/ρ , составляющих силы резания. Если $a_z < a_{z \min}$, то кромка не режет.

$$a_z = S_z \cdot n, \quad (3.3.3)$$

где S_z – подача на режущую кромку;

n – вектор единичной нормали.

2. При определении размеров пятна контакта инструмента с заготовкой решают векторные уравнения указанных поверхностей с учетом высоты шероховатости, в пределах которой также возможен контакт.

3. Для определения числа режущих кромок по поверхности контакта необходимо провести интегрирование по ее размерам с учетом глубины проникновения металла.

Количество зерен, деформирующих металл, можно определить с учетом их плотности распределения.

При скоростных режимах шлифования резание начинается со значительно меньших глубин, таким образом, доля зерен срезающих металл значительно увеличивается. Кроме того, глубина проникновения зерен зависит от проекции вектора скорости относительного движения на вектор нормали к поверхности

инструмента V_n . Влияние на толщину среза оказывает высота микронеровностей на поверхности заготовки.

Как было указано, состояние зерен рабочей поверхности круга может быть охарактеризовано случайными параметрами – радиусом округления вершины и глубиной расположения относительно уровня наиболее выступающих зерен. Состояние рабочей поверхности круга, в свою очередь, зависит от характеристики инструмента, условий эксплуатации и правки, времени работы.

При расчете суммарной силы резания, необходимо интегрирование проводить по площади пятна контакта, как произведение сил микрорезания (деформирования) на количество режущих (деформирующих) кромок.

Интегрирование проводят до глубины проникновения металла, равной максимальной толщине срезаемого слоя, а значения радиусов находятся от минимального до максимально возможного значений.

$$\begin{aligned} P_{\Sigma}^{\tau} &= \iint_S P^{\tau} \cdot n(z, \rho) ds; \\ P_{\Sigma}^n &= \iint_S P^n \cdot n(z, \rho) ds; \end{aligned} \quad (3.3.4)$$

где P^{τ} , P^n – силы микрорезания (деформирования от одного зерна) в тангенциальном и нормальном направлении;

$n(z, \rho)$ – число абразивных зерен, расположенных на глубине z окружности радиуса ρ ;

S – размер пятна контакта с учетом высоты микронеровностей.

Экспериментальный метод определения составляющих силы резания основан на измерении силы резания динамометрированием при шлифовании образцов с последующим получением эмпирических зависимостей. Известно, что составляющие силы резания связаны с мощностью, затрачиваемой на шлифование, зависимостями

$$N = N_{xx} + N_{рез}, \quad (3.3.5)$$

где N общая мощность резания;

N_{xx} – мощность холостого хода;

$N_{рез}$ – мощность резания.

$$N_{рез} = N - N_{хх} = P_z \cdot V + P_y \cdot 0 + P_x \cdot S_{кр}, \quad (3.3.6)$$

где P_z, P_y, P_x составляющие силы резания;

$$V = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{60 \cdot 1000} \text{ скорость резания;}$$

$D = var$ – диаметр шлифовального круга, на котором находится заготовка;

$S_{кр}$ – круговая подача заготовок в зону обработки.

Произведение $P_x \cdot S_{кр} \cong 0$. Тогда

$$P_z = \frac{N_{рез}}{V}. \quad (3.3.7)$$

Общая мощность резания и мощность холостого хода измеряются преобразователем активной мощности Е859/2. Результаты измерений приведены в пятом разделе.

Предложена методика определения сил резания при шлифовании поверхностей деталей с учетом не только режущих, но и перемешивающих зерен.

3.4. Износ шлифовальных кругов.

При торцевом шлифовании точность размеров и геометрической формы обработанных поверхностей во многом зависят от характера износа круга, который влияет на его истинный профиль.

Размерный износ круга, нарушение его правильной геометрической формы и ухудшение режущих свойств вызваны в основном выкрашиванием (скалыванием) микрочастиц абразивных, вырыванием целых абразивных зерен из связки и истиранием вершин режущих кромок абразивных зерен, которые имеют место при контакте с обрабатываемой поверхностью

Качественная картина характера износа уже достаточно полно сложилась в работах [34, 40, 44, 48, 56], но при шлифовании со скрецающимися осями детали и круга с калибрующим участком имеются свои особенности.

Оценка износа круга производится через удельный износ – объемное или массовое количество абразива отнесенное к единице объема или массе

сошлифованного металла ($\text{мм}^3/\text{мм}^3$) [84]. Удельный износ q_1 профиля шлифовального круга в зависимости от технологических факторов шлифования определяется из выражения.

$$q_i = \frac{C_q \cdot V^\alpha \cdot t^\beta}{V_u^\gamma}, \quad (3.4.1)$$

где V – окружная скорость детали;

t – глубина шлифования в течении прохода или поперечная подача на оборот детали при обработке методом врезания;

V_u – скорость резания;

$C_q, \alpha, \beta, \gamma$ – постоянные величины, характеризующие условия шлифования. Формула справедлива при отношении минимальной толщины срезаемого слоя режущей кромкой a_z к ее радиусу ρ не превышающем критического значения .

Износ абразива при определённой скорости шлифования в направлении нормальном к профилю инструмента за единицу времени может быть рассчитан по формуле [52]

$$И = \frac{Q_a}{2\pi \cdot R_{in} \cdot k_\alpha}, \quad (3.4.2)$$

где Q_a – объёмное количество изношенного абразива в единицу времени;

R_{in} – радиус осевого разреза круга 1 в i -той точке при обработке n -ой детали;

k_α – коэффициент, учитывающий перекрытие режущих кромок.

Объёмное количество изношенного абразива в единицу времени Q_a находится из соотношения

$$Q_a = C_{yin} \cdot Q_{yin}^m + C_{qin} \cdot Q_{qin}^b, \quad (3.4.3)$$

где C_{yin} – коэффициент удельного износа в R_i - той точке профиля круга при обработке n -ой детали;

Q_{yin} – удельная скорость съема металла за единицу времени в той же точке профиля круга;

m – коэффициент, который учитывает интенсивность режима шлифования и состояние режущей поверхности круга (для абразивных кругов с электрокорунда и карбида кремния $m=1,6\dots 2$);

C_{qin} – коэффициент удельного износа;

Q_{qin} – удельный объем упруго деформированного металла без осуществления процесса резания;

b – коэффициент, который учитывает интенсивность режима деформирования металла без его срезания;

R_{in} – радиус осевого разреза круга 1 в при обработке n -ой детали.

При подстановке (2) в (1) получим [40]

$$I = \frac{C_{yin} \cdot Q_{yin}^m + C_{qin} \cdot Q_{qin}^b}{2\pi \cdot R_{in} \cdot k_{\alpha}}, \quad (3.4.4)$$

Удельная скорость съема металла за единицу времени i -той точки на R_i -том радиусе (рис. 3.3.1) равна

$$Q_{yin} = \int_{\theta_1}^{\theta_2} V_n \cdot R_i \cdot d\theta, \quad (3.4.5)$$

где V_n – проекция скорости относительного движения на направление вектора единичной нормали к поверхности круга;

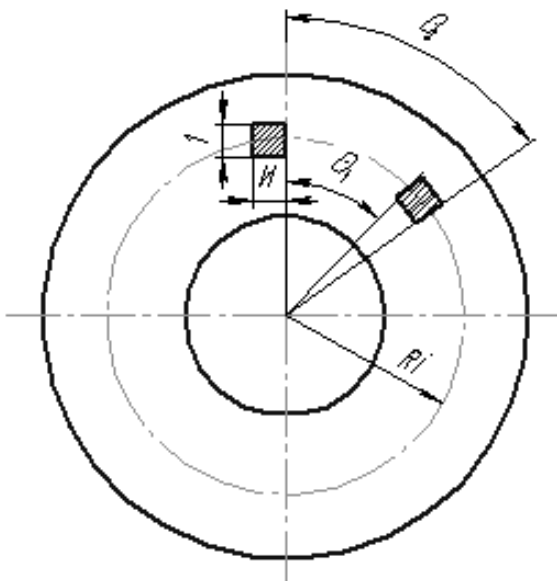


Рис. 3.3.1. Схема к определению износа круга

Учитывая, что при шлифовании со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком съем припуска распределяется между черновым и формообразующим участками, можно записать

$$I = I_1 + I_2,$$

где I_1 – износ профиля круга на участке для черного съема припуска;

I_2 – износ профиля круга на калибрующем участке.

С учетом полученных в разделе 4 формул для V_n удельная скорость съема металла за единицу времени i -той точки на R_i -том радиусе будет иметь вид:

для калибрующего участка

$$Q_{\text{yin калибр.}} = \int_{\theta_1}^{\theta_2} (\varpi_{\sigma} \cdot R_{\sigma} \cdot \left[\begin{array}{c} \frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - v \cdot \left[v \cdot \left(\frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \right] \\ \gamma \cdot \left[v \cdot \left(\frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \right] \\ v \cdot \left(2 \cdot \frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \\ 0 \end{array} \right]) R_i d\theta. \quad (3.4.6)$$

для центрального плоского участка круга

$$\theta_{\text{yin черн}} = \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left(v \cdot \left(2 \cdot \frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \right) R_i d\theta. \quad (3.4.7)$$

Тогда за время обработки t линейный износ определится как

$$I = \int_t \frac{C_{\text{yin}} \cdot Q_{\text{yin}}^m + C_{\text{qin}} \cdot Q_{\text{qin}}^b}{2\pi \cdot R_{in} \cdot k_{\alpha}} d\tau. \quad (3.4.8)$$

3.5. Оценка геометрической точности торцов обработанных деталей

Рассмотрим задачи, охватываемые блоком 8 схемы выходной точности процесса шлифования рис. 3.1.2.

При двусторонней обработке возможны некоторые погрешности обработки, вызванные неточной наладкой и подналадкой станка, неправильным выбором режимов резания, припуска на шлифование, характеристики шлифовальных кругов, потерей режущей способности и несвоевременной правкой, загрязненностью

смазочно-охлаждающей жидкости, недостаточным количеством и неправильным выбором ее, а также износом отдельных узлов или деталей станка.

Для получения оценок точности размера, расположения и формы обработанной поверхности нужно построить метрологическую базу, с помощью и относительно которой можно найти эти оценки. Такой базой являются базовые поверхности. Принципиальная структура системы оценок точности обработанной поверхности следующая: погрешности размера и расположения обработанной поверхности принимаются равными погрешностям размера и расположения базовой поверхности, погрешности формы определяются как функции отклонений реальной поверхности от базовой.

Размеры и расположение базовой поверхности зависят как от отклонений точек обработанной поверхности от номинальной, так и от вида базовой поверхности. Наиболее важным видом базовой поверхности является средняя квадратичная базовая поверхность, имеющая ту же форму, что и номинальная; определяется по точкам реальной поверхности таким образом, что средний квадрат расстояния между точками базовой и реальной поверхностями минимален.

Номинальная поверхность задается уравнением, обрабатываемой поверхности. Геометрическая точность торцов обработанных деталей оценивается точностью линейных размеров, отклонением от плоскостности, отклонением от параллельности плоскостей, отклонением от перпендикулярности плоскости относительно оси и торцевым биением.

В работе предложена методика для определения отклонения от перпендикулярности торца относительно оси и отклонения от плоскостности торца.

Получены координаты N точек $M_1, M_2, M_3, \dots, M_N$ обработанной поверхности по профилограмме или иным способом. Данные точки, как правило, расположены на окружности, радиусом r равным траектории движения измерительного наконечника. Тогда координаты произвольной точки траектории

$$x_u = r \cdot \cos \varphi; \quad y_u = r \cdot \sin \varphi; \quad z_u = 1, \quad (3.5.1)$$

где φ – угол, измеряемый от условного направления;

u – индекс точки торца с комбинацией координат x_u, y_u .

Функциональная зависимость, описывающая положение средне-квадратичной плоскости торца для проведенных измерений, имеет вид

$$z(x, y) = a \cdot x + b \cdot y + d, \quad (3.5.2)$$

где a, b, d – искомые параметры уравнения регрессии плоскости.

Поскольку результаты опытов содержат случайные погрешности, то для повышения точности и надежности определения оценок параметров заданной кривой, следует выполнить количество измерений N , которое бы превышало количество искомых параметров, то есть $N > 3$.

В этом случае систему условных уравнений можно решить, используя принцип Лежандра для нахождения минимума суммы квадратов ошибок:

$$S = \sum_{u=1}^N [a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y)]^2 = \min. \quad (3.5.3)$$

Считая уравнение равноточным, из условия минимизации выходит, что

$$\frac{\partial S}{\partial a} = \frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial d} = 0. \quad (3.5.4)$$

Получаем систему нормальных уравнений, содержащую количество уравнений, равное количеству искомых параметров. Запишем ее в развернутом виде

$$\begin{cases} \frac{\partial S}{\partial a} = 2 \cdot \sum_{u=1}^N [x_u \cdot (a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y))] = 0 \\ \frac{\partial S}{\partial b} = 2 \cdot \sum_{u=1}^N [y_u \cdot (a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y))] = 0 \\ \frac{\partial S}{\partial c} = 2 \cdot \sum_{u=1}^N [z_u \cdot (a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y))] = 0 \end{cases} \quad (3.5.5)$$

Или после преобразований

$$\begin{cases} a \cdot \sum_i x_i \cdot x_i + b \cdot \sum_i x_i \cdot y_i + d \cdot \sum_i x_i = \sum_i x_i \cdot Z_m, \\ a \cdot \sum_i x_i \cdot y_i + b \cdot \sum_i y_i \cdot y_i + d \cdot \sum_i y_i = \sum_i y_i \cdot Z_m, \\ a \cdot \sum_i x_i + b \cdot \sum_i y_i + d \cdot N = \sum_i Z_m, \end{cases} \quad (3.5.6)$$

Эту систему уравнений можно решить относительно неизвестных коэффициентов с помощью матричного метода:

$$A \cdot K = \Delta. \quad (3.5.7)$$

где $A = \begin{bmatrix} \sum_i x_i \cdot x_i & \sum_i x_i \cdot y_i & \sum_i x_i \\ \sum_i x_i \cdot y_i & \sum_i y_i \cdot y_i & \sum_i y_i \\ \sum_i x_i & \sum_i y_i & N \end{bmatrix}$ – матрица, строки которой составлены из

суммы координат и сумм произведений координат точек обработанной поверхности $M_u(X_i, Y_i, Z_i)$;

$K = [a \ b \ d]^T$ – искомый вектор коэффициентов, описывающий положение среднеквадратичной плоскости;

$\Delta^T = \left[\sum_i x_i \cdot Z_m \quad \sum_i y_i \cdot Z_m \quad \sum_i Z_m \right]$ – вектор, содержащий сумму отклонений положений точек от номинального (принимают из профилограммы).

Решая матричное уравнение определяют искомый вектор коэффициентов плоскости и находят её уравнение.

$$K = A^{-1} \cdot \Delta. \quad (3.5.8)$$

Отклонение от перпендикулярного положения среднеквадратичной плоскости по отношению к оси детали (ось Z) будет равно углу между нормалью к плоскости и осью Z .

$$\cos(n, Z) = \frac{c}{\sqrt{a^2 + b^2 + 1}}. \quad (3.5.9)$$

Или с учетом тригонометрических соображений

$$\alpha \approx \sin \alpha = \sqrt{1 - \cos^2 \alpha} = \sqrt{\frac{a^2 + b^2}{a^2 + b^2 + 1}}. \quad (3.5.10)$$

Отклонение от плоскостности торца определяют, развернув систему координат детали до совпадения ее оси с положением нормали к среднеквадратичной плоскости по разности наибольшего и наименьшего значений координат Z . Подобным образом можно определить непараллельность торцов при базировании в процессе измерения по противоположному торцу. Составлена программа расчета отклонения от плоскостности и перпендикулярности в пакете программ MathCAD, позволяющая производить расчеты и построить среднеквадратичную плоскость с измеренными точками (рис.3.5.1).

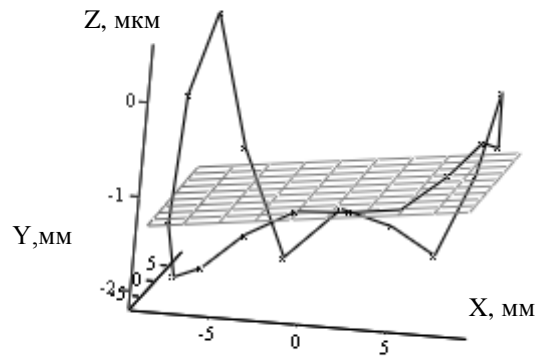


Рис. 3.5.1. Среднеквадратичная плоскость с измерянными точками на торцевой поверхности.

Глава 4

АНАЛИЗ ТЕПЛОНАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА ТОРЦЕВОГО ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ

Тепловые явления, сопровождающие процесс торцевого шлифования, оказывают значительное влияние на качество шлифованных поверхностей. Повышение производительности шлифования торцов ограничивается теплонапряженностью процесса, которая выше чем при других операциях абразивной обработки. Имеющиеся математические модели применимы в основном для операций круглого шлифования периферией круга. В разделе с использованием метода источников разработана эффективная математическая модель и программное обеспечение для определения максимальных температур при торцевом шлифовании со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком и проведены исследования остаточных напряжений в поверхностном слое заготовки.

4.1. Математическая модель теплонапряженности процесса.

Под качеством шлифованной поверхности понимают [65, 85, 100] целый комплекс показателей, среди которых можно выделить геометрические и физико-механические, характеризующие состояние металла в поверхностном слое (прижоги, микротрещины, структурные превращения, остаточные напряжения и т. п.). Физико-механическое состояние поверхностного слоя шлифованных деталей определяется не только контактной температурой, которую можно измерить экспериментально, а всем пространственно-временным температурным полем. В частности, важнейшее значение при формировании поверхностного слоя имеют градиенты температур и скорости изменения температуры, которые могут привести к структурным изменениям металла. Все эти факторы имеют однозначные функциональные связи с кинематическими и динамическими параметрами режима обработки, свойствами материала, характеристиками кругов, с режимами и методами охлаждения и многими другими параметрами. Управление качеством шлифованной поверхности в значительной мере сводится к установлению этих

связей и воздействию через них на тепловой режим шлифования и физико-механические свойства поверхностного слоя.

Решение данной задачи может быть проведено с использованием метода источников. Метод источников позволяет получить аналитические зависимости и исследовать влияние отдельных параметров процесса настройки станка на процесс теплообразования.

Идея метода и его физическая интерпретация состоит в том, что если известен закон изменения потенциала от точечного заряда, то можно построить картину потенциала заряженного тела любой формы или произвольной системы тел. Таким образом, для данного метода вся сложность задачи состоит в определении функции, удовлетворяющей данным граничным условиям.

Заготовку можно рассматривать как множество расположенных вплотную друг к другу полубесконечных стержней единичной площади, ограниченных со стороны торца (рисунок 4.1.1).

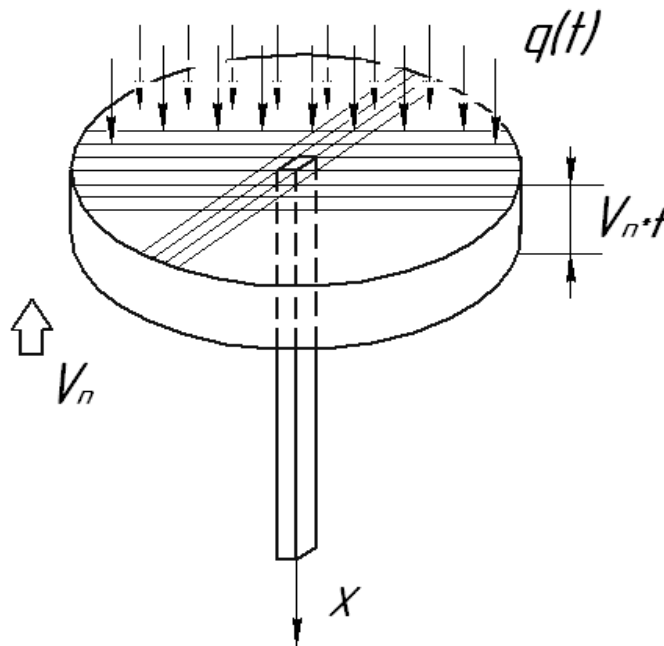


Рис. 4.1.1. Разбиение заготовки на множество стержней

Известно [96], что функция точечного источника, расположенного на бесконечной прямой, определяющая распределение температуры в бесконечном стержне по координате и времени описывается уравнением.

$$T(x, x', t, t') = \frac{Q}{c \cdot \gamma \cdot \sqrt{4\pi \cdot a \cdot (t-t')}} \cdot \exp\left(-\frac{(x-x')^2}{4 \cdot a \cdot (t-t')}\right), \quad (4.1.1)$$

где Q – количество теплоты, мгновенно выделяемого точечным источником;

c – удельная теплоемкость материала детали, $c = 439,6 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$;

γ – плотность, $\gamma = 7,87 \frac{\text{г}}{\text{см}^3}$ [67];

$a = \frac{\lambda}{c \cdot \gamma}$ – коэффициент температуропроводности, $a = 2,514 \cdot 10^{-5} \frac{\text{м}^2}{\text{с}}$;

λ – коэффициент теплопроводности, $\lambda = 78 \frac{\text{Вт}}{\text{см} \cdot \text{К}}$;

t, t' – моменты времени обработки и действия источника тепла;

x, x' – координаты точек: исследуемой и положения источника тепла.

Это выражение представляет собой закон распределения температуры в бесконечном стержне, если в момент времени t' в точке с координатой x мгновенно выделилось количество тепла Q .

Обозначим $\Delta t = t_0 - t$.

Ограниченность заготовки торцевой поверхностью нарушает симметричное распределение тепла. Кроме того, на торце заготовки в момент обработки действует источник с плотностью теплового потока равной $q(t)$, что соответствует граничным условиям второго рода. Тогда данные условия на торце ограниченной торцом прямой имеют вид :

$$\left. \frac{\partial T(x, x', t)}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{q(t)}{\lambda}. \quad (4.1.2)$$

Найдем частную производную от температуры по координате x .

$$\frac{\partial T(x, x', t)}{\partial x} = \frac{Q}{c \cdot \gamma \cdot \sqrt{4\pi \cdot a \cdot \Delta t}} \cdot \exp\left(-\frac{(x-x')^2}{4 \cdot a \cdot \Delta t}\right) \cdot \left(-\frac{x-x'}{2 \cdot a \cdot \Delta t}\right). \quad (4.1.3)$$

Приняв в этом выражении координату $x=0$, получим запись граничного условия второго рода

$$\frac{Q}{c \cdot \gamma \cdot \sqrt{4\pi \cdot a \cdot \Delta t}} \cdot \exp\left(-\frac{(x')^2}{4 \cdot a \cdot \Delta t}\right) \cdot \frac{x'}{2 \cdot a \cdot \Delta t} = \frac{q(t)}{\lambda} \quad (4.1.4)$$

Помножив обе части равенства (3.1.4) на λ и произведя сокращения, получим выражение:

$$\frac{Q}{2 \cdot \Delta t \cdot \sqrt{4\pi \cdot a \cdot \Delta t}} \cdot \left[x' \cdot \exp\left(-\frac{(x')^2}{4 \cdot a \cdot \Delta t}\right) \right] = q(t). \quad (4.1.5)$$

Данное выражение можно рассматривать как произведение двух сомножителей. Первый из сомножителей характеризует интенсивность теплового источника в момент времени t . Приравняем его значение числовому значению правой части

$$\frac{Q}{2 \cdot \Delta t \cdot \sqrt{4\pi \cdot a \cdot \Delta t}} = q(t). \quad (4.1.6)$$

Из выражения (3.1.6) находим отношение, которое можно подставить при решении уравнения (3.1.1)

$$\frac{Q}{\sqrt{4\pi \cdot a \cdot \Delta t}} = 2 \cdot \Delta t \cdot q(t). \quad (4.1.7)$$

В свою очередь, как было показано в работе [34], плотность теплового потока может быть найдена из уравнения

$$q(t) = \frac{k \cdot N(t)}{S(t)}, \quad (4.1.8)$$

где k – коэффициент, характеризующий долю общей мощности процесса торцевого шлифования, которая преобразуется в тепло и с тепловым потоком попадает в торец заготовки;

$N(t)$ – мощность, которая затрачивается на процесс резания ;

$S(t)$ – площадь поверхности контакта между поверхностями инструмента и заготовки.

Известно [65, 84], что в тепло преобразуется порядка 80% механической энергии, а тепловой поток направляется в стружку, деталь и окружающую среду, таким образом принимаем $k=0,2$.

Тогда второй сомножитель выражения (4.1.5), находящийся в скобках, определяет положение источника тепла относительно торца, будет численно равен единице.

$$x' \cdot \exp\left(-\frac{(x')^2}{4 \cdot a \cdot t}\right) = 1. \quad (4.1.9)$$

$$\exp\left(-\frac{(x')^2}{25,14 \cdot \Delta t}\right) = \frac{1000}{x} \quad (4.1.10)$$

Если связать начало системы координат с торцом заготовки, то из выражения (3.1.9) видно, что координата, характеризующая положение источника на прямой, отрицательна. С удовлетворительной точностью она может быть аппроксимирована зависимостью

$$x'(t) = 264,45\sqrt{\Delta t} - 24,61. \quad (4.1.11)$$

Координата торца x в процессе шлифования относительно фиксированной точки заготовки меняет свое положение, и движется со скоростью V_n . В момент t ее можно определить из выражения

$$x_t = x - V_n(t) \cdot t. \quad (4.1.12)$$

Подставив выражения (4.1.7), (4.1.8), 4.1.12) в уравнение (3.1.1), для небольшого промежутка времени dt , получим приращение температуры от действия теплового источника, плотность которого определяется мощностью резания

$$dT(x,t) = \frac{2}{c \cdot \gamma} \cdot k \cdot \frac{N(t)}{S(t)} \cdot \exp\left(-\frac{(x - V_n(t) \cdot t - x'(t))^2}{4 \cdot a \cdot \Delta t}\right) \cdot dt. \quad (4.1.13)$$

Тогда за конечное время обработки t_0 происходит приращение температуры, которое определяется интегрированием выражения (4.1.13)

$$T(x,t_0) = \frac{2 \cdot k}{c \cdot \gamma} \cdot \int_0^{t_0} \frac{N(t)}{S(t)} \cdot \exp\left(-\frac{(x - V_n(t) \cdot t - x'(t))^2}{4 \cdot a \cdot t}\right) \cdot dt. \quad (4.1.14)$$

Время обработки определяется

$$t_0 = \frac{\theta_2 - \theta_1}{\omega}. \quad (4.1.15)$$

В выражении (4.1.12) в качестве параметра можно использовать вместо времени угол поворота барабана подачи θ , так как $t = \frac{\theta}{\omega}$.

Для расчета температуры была разработана программа в пакете программ Math CAD, позволяющая построить график изменения температуры по времени и длине заготовки. Полученный график приведен на рисунке 4.1.2.

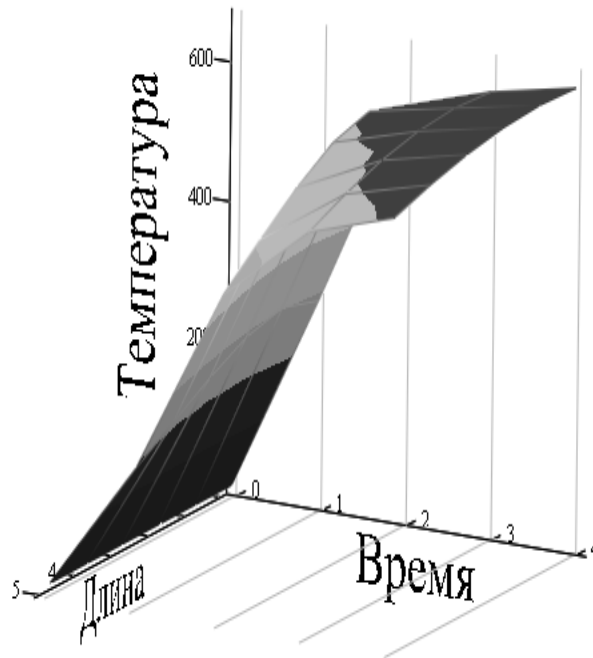


Рис. 4.1.2. График изменения температуры по времени и длине заготовки

Выражение (4.1.14) дает возможность вычислять значения максимальных температур на торцах детали. Подинтегральное выражение $N(t)/S(t)$ в формуле (4.1.14) характеризует плотность теплового потока.

4.2. Остаточные напряжения в поверхностном слое.

Как известно, остаточными напряжениями называются напряжения, которые существуют в деталях при отсутствии наружных влияний (силовых и температурных). Как правило эти напряжения остаются в деталях после их изготовления. Образование остаточных напряжений при разных технологических процессах происходит по разному. В основе их образования лежат необратимые объемные изменения в материале. Наиболее часто этот происходит в результате предыдущей пластической деформации, например при нагреве или охлаждении.

При шлифовании, особенно торцевом, в зоне обработки происходит быстрый нагрев металла заготовок до высоких температур за очень короткое время. Скорость нагрева металла может достигать тысяч градусов в сек, а скорость охлаждения несколько сот градусов в сек. При работе с использованием охлаждающей жидкости скорость охлаждения значительно выше.

Под действием высоких температур материалы деталей претерпевают структурные и фазовые превращения. Известно [64], что быстрый нагрев мартенситной структуры до температуры выше A_{c3} вызывает превращение ее в аустенит. Структурные превращения сопровождаются изменением тетрагональной решетки аустенита. Верхний, вторично закаленный, слой лежит обычно на слое отпущенного металла, который по мере углубления постепенно переходит через все стадии отпуска в исходную структуру закалки. Это объясняется воздействием нижележащих нагретых слоев металла.

Соотношение структурных составляющих аустенита и мартенсита в поверхностном слое определяет знак и величину остаточных напряжений, возникающих при шлифовании закаленных сталей. В том случае, когда в поверхностном слое металла в результате шлифования стали с мартенситовой структурой количество аустенита свыше 50% и имеется в наличии относительно глубокий слой отпущенного металла, в поверхностных слоях возникают напряжения растяжения, величина которых возрастает с увеличением количества остаточного аустенита и глубины отпущенного слоя. Если преобладающей окажется мартенситовая составляющая, т. е. составляющая с большим удельным объемом, и отпущенный слой будет незначительным, то в результате такого сочетания в поверхностном слое появятся напряжения сжатия.

Таким образом, теплота, выделяющаяся при шлифовании, оказывает на обрабатываемую поверхность одновременно упрочняющее действие, проявляющееся в образовании вторично закаленного слоя повышенной твердости, и разупрочняющее действие, выражающееся в отпуске поверхностно-закаленного слоя. При небольшой глубине слоя, находящегося под влиянием высоких температур, превалирует упрочняющее действие тепла. В тех случаях, когда имеет место большая глубина распространения теплоты, наблюдается уменьшение поверхностной твердости детали, снижение величины вторично-закаленного слоя и появление растягивающих остаточных напряжений. Отпуск поверхностного слоя в таких случаях происходит под действием теплоты нижележащих слоев.

Закаленная углеродистая сталь имеет структуру тетрагонального мартенсита и

остаточного аустенита. При отпуске закаленной стали в интервале 80—200° происходит превращение тетрагонального мартенсита в кубический, что связано с уменьшением объема. Отпуск в интервале 200—260° вызывает превращение остаточного аустенита в кубический мартенсит, это вызывает некоторое увеличение объема. Отпуск в пределах 260—400° способствует образованию троостита, что сопровождается уменьшением объема.

Ниже приведены изменения плотности при структурных и фазовых превращениях в инструментальной стали.

Структура	Плотность (объемная масса) в г/см ³
Перлит	7,8
Троостит	7,83—7,808
Мартенсит	7,76
Аустенит	8,15
Феррит	7,90
Цементит	7,70

Изменение объема стали в зависимости от структурного состояния приведено на рис.4.2.1 [63].

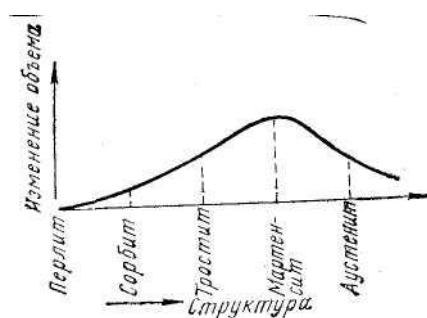


Рис. 4.2.1. Изменение объема стали в зависимости от структурного состояния

Существует несколько методов исследования остаточных напряжений.. Их можно разделить на механические и электронные. Из механических наиболее широкое применение находит метод академика Н.Н. Давыденкова.

По методу Н.Н. Давыденкова вырезается достаточно длинный участок трубы, производится разрезание трубы вдоль образующей и последовательный съем

(стравливание) цилиндрических слоев. При определении осевых напряжений вырезаются полоски вдоль трубы.

Для определения остаточных напряжений была разработана и реализована следующая методика.

1. Из шлифованных трубчатых деталей отбирается несколько образцов внешним диаметром 20мм., внутренним 10мм и длиной 30мм.

2. Подготовленные образцы нарезаются по образующей с помощью механизма проволоочной резки на электроэрозионном станке 4Г 721М, причем один образец разрезался не полностью, а только до тех пор, пока проволока не врезалась в образец полностью.

3. На инструментальном микроскопе ИМЦЛ 100×50А измеряется толщина, высота и расстояние, между наружными концами разрезанных кольцевых образцов.

4. На аналитических весах АД-200 определяется масса неразрезанного образца $m_{нач}$.

5. Образец закрепляется в держателе, помещается в ванну с подготовленным электролитом (хромовый ангидрид 10г + вода 100см³) и подключается к источнику постоянного тока ЛИПС 10. В качестве используется сам образец.

6. При выбранном режиме образец травится в течении 10 мин..

7. Зная массу протравленного образца рассчитывается скорость травления

$$V_{mp} = \frac{m_t}{t}, \quad (4.2.1)$$

где m_t - вес образца, который стравился за время t .

8. Определяется объем материала, который необходимо стравить, чтобы освободить все тангенциальные остаточные напряжения:

$$V = \frac{\pi}{4} \cdot B \cdot ((D_{вн} + 2h)^2 - D_{вн}^2) = \frac{\pi}{4} \cdot B \cdot (4 \cdot D_{вн} \cdot h + 4 \cdot h^2) = \pi \cdot B \cdot h \cdot (D_{вн} + h), \quad (4.2.2)$$

где B - высота кольца, а h - глубина наклепанного слоя материала ($h \cong 120$ МКМ).

9. Определяется масса материала, которую нужно стравить

$$m = V \cdot \rho, \quad (4.2.3)$$

где ρ - плотность материала образца.

10. Определяется время стравливания этой массы

$$t = \frac{m}{V_{mp}}. \quad (4.2.4)$$

11. Определяется шаг стравливания материала за формулой:

$$t_{кр} = \frac{t}{n}, \quad (4.2.5)$$

где n - количество точек для построения графика распределения напряжений (шесть точек достаточно).

12. Образец закрепляется держателе и травится в течении $t_{кр}$ мин.

13. На микроскопе измеряется зазор между наружными концами кольцевых образцов .

14. По данным измерений производится переход от изменения зазоров Δt к изменению диаметров ΔD .

$$\Delta D = D_2 - D_1 = \frac{t_2 - t_1}{\pi}. \quad (4.2.6)$$

15. По полученным данным определяются составляющие остаточных напряжений.

А. Напряжения, которые снимаются при разрезании σ_1

$$\sigma_1 = \frac{6 \cdot M \cdot D}{\delta^3} \cdot \frac{z' + \frac{\delta^2}{6 \cdot D}}{z' + \frac{D}{2}} = \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta D}{D} \cdot \frac{z' + \frac{\delta^2}{6 \cdot D}}{z' + \frac{D}{2}}, \quad (4.2.7)$$

где E – модуль упругости;

α – коэффициент, который учитывает невозможность для стенок кольца искривления в осевой плоскости из-за цилиндрической формы трубки ($\alpha = \frac{1}{1 - \mu^2}$,

где μ – постоянная Пуассона);

ΔD – измеренное значение изменения наружного диаметра;

D – диаметр средней окружности кольца;

z' – расстояние точки от средней линии.

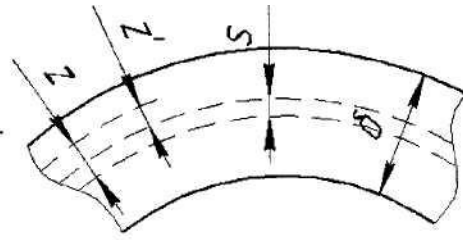


Рис. 4.2.2. К определению напряжения σ_1 .

Б. Напряжения, которые снимаются при последовательном удалении слоев металла σ_2, σ_3 .

Рассмотрим бесконечно тонкий шар С толщиной da на расстоянии a от наружной поверхности образца (рис. 4.2.3). Напряжение в нем до момента, когда закончено удаление всех шаров от С до В равняется σ_2 (положительное напряжение означает растяжение).

Удаление этого слоя эквивалентно приложению к пересечению, что осталась: центральной силы, которая растягивает, $\sigma_2 da$ (высота отрезка трубы по оси принимается равной единице) и изгибающего момента, который уменьшает кривизну кольца.

$$\sigma_2 = -\frac{E \cdot a^2 \cdot \alpha}{3 \cdot (D - a)^2} \cdot \frac{dD}{da} \quad (4.2.8)$$

Для вычисления σ_2 необходимо иметь кривую зависимости $D = f(a)$, которая строится по точкам на основе экспериментальных данных.

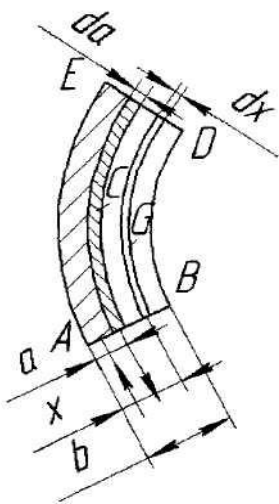


Рис. 4.2.3. К определению напряжения σ_2

$$\sigma_3 = \frac{2 \cdot E \cdot \alpha}{3 \cdot (D_0 - 2 \cdot a) \cdot D_0} \left[-3 \cdot a (D_\alpha - D_\delta) + \frac{D_0 - 2 \cdot \alpha}{D_0} \int_{D_\delta}^{D_\alpha} x dD + \frac{D_0 - \alpha}{D_0^2} \int_{D_\delta}^{D_\alpha} x^2 \cdot dD \right]. \quad (4.2.9)$$

Для вычисления интегралов необходимо знать зависимость D от x или от толщины кольца, что осталось. Эта зависимость тождественна с зависимостью D от a , что упоминалась выше, задается графиком, который строится на основе экспериментальных данных $x = f(D)$ и $x^2 = f_2(D)$.

Площадь диаграммы между ординатами, которые отвечают $x = \alpha$ и $x = \delta$ даст величины $\int_{D_\delta}^{D_\alpha} x dD$ и $\int_{D_\delta}^{D_\alpha} x^2 dD$ для различных значений a .

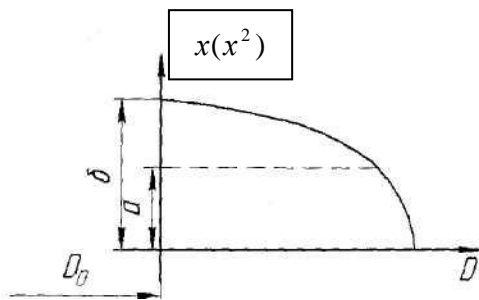


Рис. 4.2.4. График зависимости $x = f(D)$

16. Определяют полное остаточное напряжение σ_r , как сумму σ_1 , σ_2 и σ_3 .

17. По значениям полных остаточных напряжений в точках строится график распределения напряжений в поверхностном слое образца.

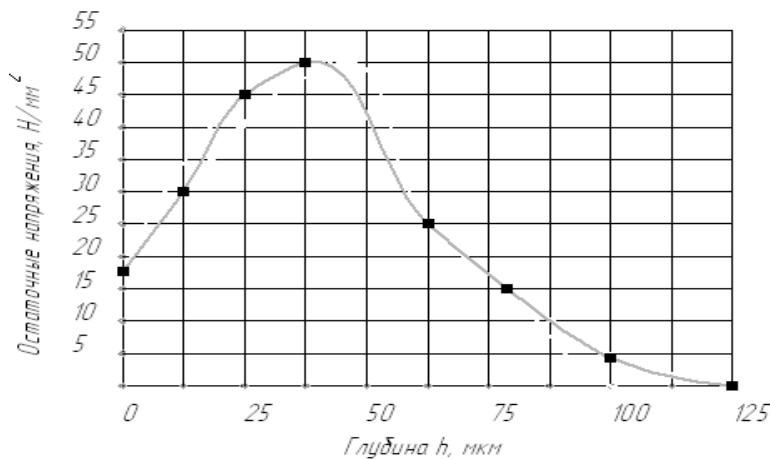


Рис. 4.2.5. Эпюры остаточных напряжений в поверхностных слоях исследуемых образцов

Глава 5

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ТОРЦЕВОГО ШЛИФОВАНИЯ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ ОСЯМИ ДЕТАЛИ И КРУГА С КАЛИБРУЮЩИМ УЧАСТКОМ

Раздел посвящен особенностям определения производительности торцевого шлифования при скрещивающихся осях детали и круга с калибрующим участком. В нем получили дальнейшее развитие модели мгновенной и удельной производительности, разработанные в работах [34, 40]. Предложено обобщенное уравнение для определения проекции скорости относительного движения на направление вектора единичной нормали к поверхности круга с целью его использования для нахождения локальной, мгновенной и средней производительности при обеспечении нужной точности и качества обработанных поверхностей. Полученное выражение учитывает влияние на производительность обработки углов ориентации круга в горизонтальной и вертикальной плоскости и вращение заготовки в зоне обработки. Для определения объема материала, который снимается из заготовки в процессе шлифования по координате обработки, был разработан индуктивный датчик активного контроля.

Производительность обработки непосредственно связана с интенсивностью подведения металла и определяет нагрузку на рабочую поверхность абразивного инструмента, износ профиля, мощность, которая затрачивается на процесс резания, и тепловую напряженность.

Существующие модели процесса двустороннего торцевого шлифования не учитывают сложную взаимосвязь между производительностью обработки и углами ориентации кругов [29, 34, 40, 50].

Авторы [87] в качестве характеристик производительности применяют среднюю $P_c^{ср}$ и мгновенную P_c производительность снятия стружки. Известна зависимость для определения интенсивности подведения припуска в зону обработки:

$$Q = \iint_S V_n \cdot dS, \quad (5.1.)$$

где V_n – проекция скорости относительного движения на направление вектора единичной нормали n к поверхности инструмента;

S – размеры поверхности контакта между заготовкой и абразивным инструментом, которые определяют с помощью решения векторных уравнений этих поверхностей.

Автор [34] предлагает объем металла Q , который подводят в зону обработки определять за зависимостью:

$$Q = \sum_{k=1}^n \int_0^{T_n} \left(\int_{i_1}^{i_2} \left(\int_{u_{1ki}}^{u_{2ki}} V_n \cdot R_i \cdot du_k \right) \sqrt{\left(\frac{dR_i}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di} \right)^2} \cdot di \right) dT_n, \quad (5.2)$$

где $R_i \cdot d\theta_k$ – длина пятна контакта, которое измеряется вдоль круга i - той точки профиля инструмента;

$$\sqrt{\left(\frac{dR_i}{di} \right)^2 + \left(\frac{dz_i}{di} \right)^2} \cdot di = dl - \text{элементарная ширина пятна контакта в осевом сечении}$$

круга;

V_n – вектор нормальной линейной скорости;

n – количество деталей, которые одновременно обрабатываются;

T_n – время контакта n_k - той детали с кругом.

Таким образом, в уравнение (4.2) входит вектор нормальной линейной скорости V_n , необходимый для расчета производительности обработки. Выражение для V_n в явном виде автором получено не было.

Приведем схему настройки торцешлифовального станка модели 3342АДО на обработку заготовок (рис. 5.1).

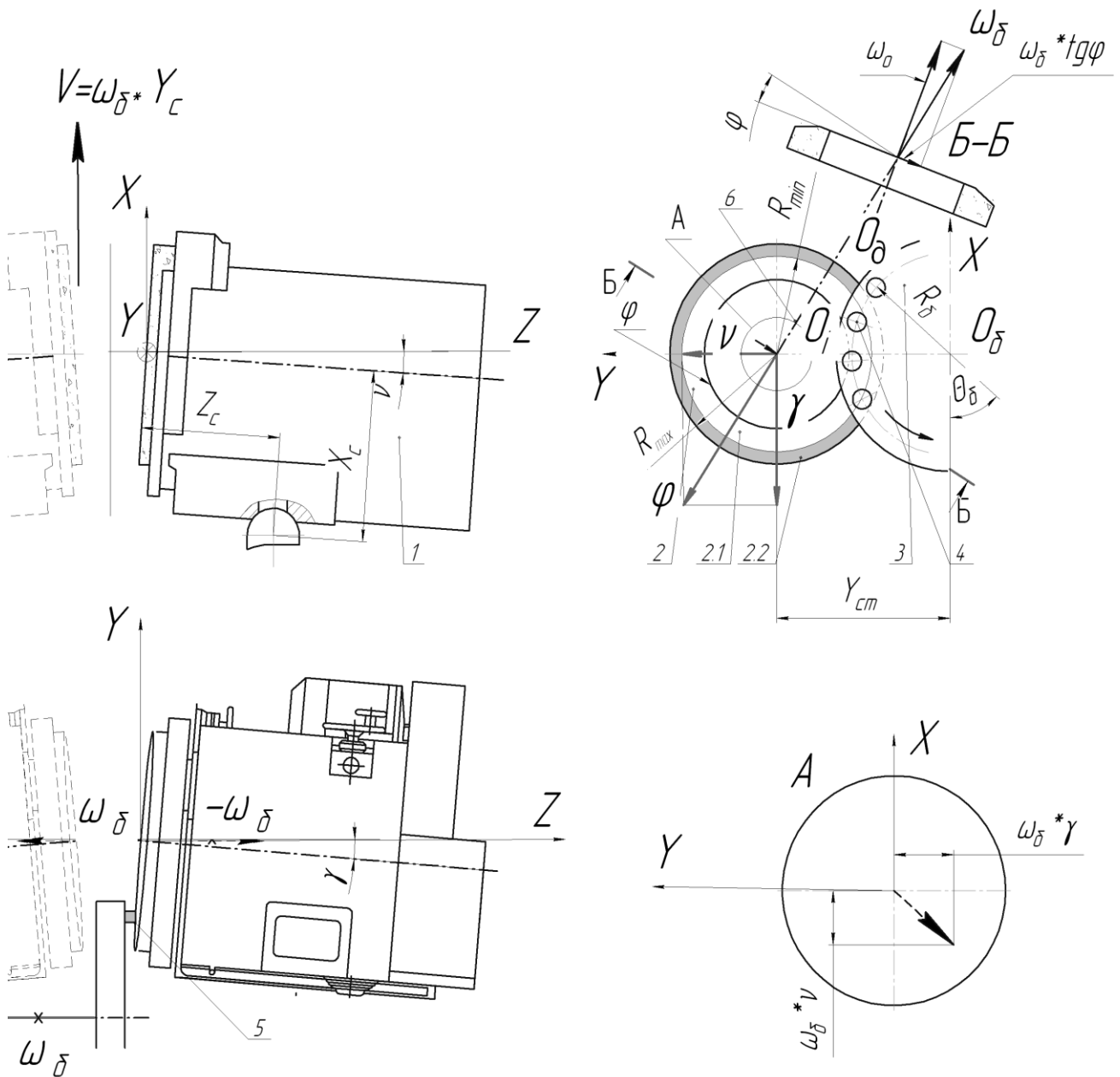


Рис. 5.1. Схема для определения производительности шлифования

Шлифовальная бабка 1 вместе с кругом 2 ориентирована на углы разворота γ и ν в горизонтальной и вертикальной плоскостях. На круге выполнена комбинированная правка и его торец состоит из центрального плоского участка 2.1, который выполняет основную работу по снятию припуска, и периферийного калибрующего участка 2.2. Круговая подача заготовок в зону обработки осуществляется с помощью загрузочного диска 3, в котором имеются отверстия 4

для размещения заготовок. При правке в отверстие диска вставляется алмазный карандаш. Прямая 6 определяет ось суммарного поворота шлифовальной бабки.

Кинематика процесса шлифования торцов деталей включает следующие вращательные движения:

– инструмента, которое приводит к скольжению его поверхности «самой по себе» [84] и не изменяет относительное положение заготовки, поэтому его можно не учитывать;

– барабана подачи заготовок ω_6 в зону обработки.

В этом случае целесообразно учитывать лишь движение барабана подачи.

Суммарный угол ориентации инструмента φ (рис.3.1, Б-Б) можно определить правилу по сложения векторов .

$$\varphi = \sqrt{\gamma^2 + \nu^2} . \quad (5.3)$$

Для упрощения кинематики процесса приложим к барабану подачи два равных, но противоположно направленных, векторы скорости вращения ω_6 в точке, которая расположена на пересечении оси шлифовального круга и плоскости его торца (рис.5.1).

Совокупность противоположно направленных векторов угловой скорости вращения барабана подачи ω_6 (на рисунке перечеркнуты) можно рассматривать как пару вращения, которую можно заменить вектором скорости поступательного движения $V_{ном}$, направленным перпендикулярно к плоскости пары и равным по абсолютной величине

$$V_{ном} = \varpi_6 \cdot Y_{cm} . \quad (5.4)$$

Векторы пары не изменяют свое положение, поэтому и вектор поступательного движения также не изменяет своего направления и направлен при данном обозначении осей вертикально вниз вдоль оси X .

Приведенный к центру вектор угловой скорости ω_6 в свою очередь можно разложить на составляющие (рис. 4.1, Б-Б), одна из которых направлена по оси круга, а другая ω_n находится в плоскости вращения барабана подачи. Первую составляющую можно не учитывать. Вторая составляющая равняется

$$\varpi_n = \varpi_\sigma \cdot \operatorname{tg} \varphi \approx \varpi_\sigma \cdot \sqrt{\gamma^2 + \nu^2}. \quad (5.5)$$

Эту составляющую в свою очередь можно спроектировать на оси (рис.3.1.1, А) системы координат барабана подачи

$$\varpi_n \approx [-\varpi_n \cdot \nu \quad -\varpi_n \cdot \gamma \quad 0]^T. \quad (5.6)$$

Тогда суммарное движение заготовки относительно абразивного инструмента, который имеет проекцию на нормаль к его поверхности, характеризуется вектором скорости и может быть определено

$$\vec{V} = \vec{\varpi}_n \times \vec{\rho} + \vec{V}_{nocm}, \quad (5.7)$$

где $\vec{\rho}$ – радиус вектор точек торцевой поверхности заготовки в системе координат, которая связана с инструментом. Для точки, расположенной по оси заготовки, этот вектор имеет вид

$$\vec{\rho} = \overrightarrow{O_i O_\sigma} + \overrightarrow{O_\sigma O_\sigma} = [R_\sigma \cdot \cos \theta_\sigma \quad R_\sigma \cdot \sin \theta_\sigma - Y_{cm} \quad 0]^T. \quad (5.8)$$

После подстановки получим

$$\vec{V} = \vec{V}_{nocm} + \vec{\varpi}_n \times \vec{\rho} = \dot{i} \cdot \varpi_\sigma \cdot Y_{cm} + \begin{vmatrix} \dot{i} & \dot{j} & \dot{k} \\ -\varpi_\sigma \cdot \nu & -\varpi_\sigma \cdot \gamma & 0 \\ R_\sigma \cdot \cos \theta_\sigma & R_\sigma \cdot \sin \theta_\sigma - Y_{cm} & 0 \end{vmatrix}. \quad (5.9)$$

$$\vec{V} = \dot{i} \cdot \varpi_\sigma \cdot Y_{cm} + \dot{k} \cdot \varpi_\sigma \cdot [R_\sigma \cdot (\gamma \cdot \cos \theta_\sigma - \nu \cdot \sin \theta_\sigma) + Y_{cm} \cdot \nu]$$

Скорость можно представить в виде вектора-столбца

$$\vec{V} = \varpi_\sigma \cdot R_\sigma \cdot \begin{bmatrix} \frac{Y_{cm}}{R_\sigma} & 0 & \left(\nu \cdot \left(\frac{Y_{cm}}{R_\sigma} - \sin \theta_\sigma \right) + \gamma \cdot \cos \theta_\sigma \right) & 0 \end{bmatrix}^T \quad (5.10)$$

Перенесем этот вектор из системы координат XYZ, ось Z которой параллельна оси барабана подачи, в систему координат круга с помощью матриц преобразования, согласно координатного кода станка

$$\vec{V}_\kappa = A^5(-\nu) \cdot A^4(-\gamma) \cdot \vec{V}. \quad (5.11)$$

Произведение матриц преобразования систем координат можно представить в виде [87]:

$$A^5(-\nu) \cdot A^4(-\gamma) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -\nu & 0 \\ 0 & 0 & \gamma & 0 \\ \nu & -\gamma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.12)$$

После преобразований, пренебрегая бесконечно малыми меньших порядков, в конечном итоге получим

$$\vec{V}_k = \varpi_{\sigma} \cdot R_{\sigma} \cdot \begin{bmatrix} \frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \nu \cdot \left[\nu \cdot \left(\frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \right] \\ \gamma \cdot \left[\nu \cdot \left(\frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \right] \\ \nu \cdot \left(2 \cdot \frac{Y_{cm}}{R_{\sigma}} - \sin \theta_{\sigma} \right) + \gamma \cdot \cos \theta_{\sigma} \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (5.13)$$

Таким образом проекция вектора скорости на нормаль к поверхности круга может быть определена как

$$V_k = V_n \cdot n. \quad (5.14)$$

Проекция вектора скорости на нормаль к поверхности круга на торцевом участке при комбинированной правке зависит от углов ориентации и участка профиля абразивного инструмента. Рассмотрим влияние на скалярное произведение положения заготовки на разных участках комбинированного профиля инструмента.

1. Периферийный формообразующий участок.

Этот наклоненный под углом α_i к оси инструмента участок можно рассматривать как общий случай участка профиля торцевой поверхности инструмента. Уравнение плоского торца может быть получено, если принять угол α_i таким, который равняется нулю.

Уравнение для определения вектора нормали заправленного алмазным карандашом периферийного участка круга было получено в работе [31].

$$n_{oi} = [\cos \theta_k \cdot (-\sin \alpha_i); \sin \theta_k \cdot (-\sin \alpha_i); \cos \alpha_i]^T, \quad (5.15)$$

где α_i – угол между касательной к i -тому участку профиля круга и плоскостью, нормальной к оси;

θ_k – угловой параметр поверхности круга, который измеряется от траектории движения алмазного карандаша. $\theta_k = 0$.

Для периферийного участка находим

$$\alpha = \arctan \frac{0,1}{R_{\max} - R_{\min}} \approx \frac{0,1}{R_{\max} - R_{\min}} \approx 0,16^\circ \quad (5.16)$$

Также угол α можно найти по скалярному произведению векторов скорости и единичного, направленного по оси круга (вдоль оси Z). Вектор скорости V находим дифференцированием по параметру Θ уравнения формообразующего кода станка.

Составив скалярное произведение векторов скорости в направлении нормали и вектора нормали получают эпюру V_n по углу поворота подающего барабана (рисунок 5.2).

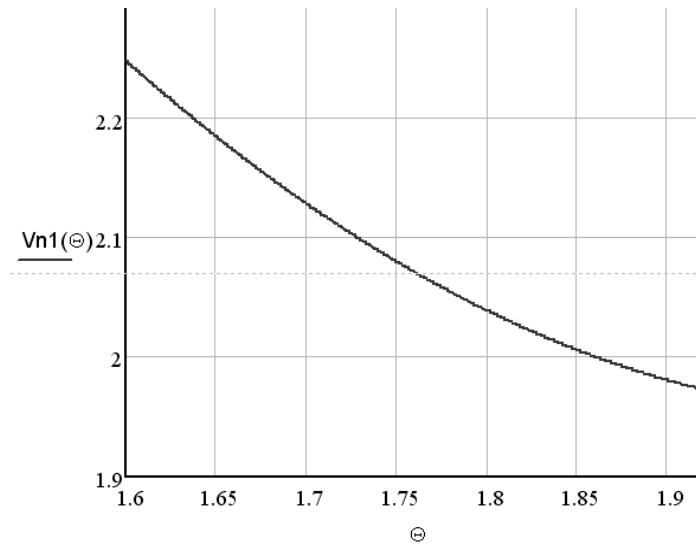


Рис. 5.2. Эпюра нормальной скорости для калибрующего участка шлифовального круга по углу поворота Θ подающего барабана

Для момента формообразования $V_n = 0$.

2 Центральный плоский участок профиля.

Единичный вектор нормали к плоскому центральному участку в системе координат круга одинаковый для всех точек плоскости и имеет проекции на координатные оси

$$\vec{n}_r = [0 \ 0 \ 1 \ 0]^T. \quad (5.17)$$

Поэтому скалярное произведение векторов V_n векторного произведения на направление вектора единичной нормали для центрального плоского участка круга будет иметь вид

$$V_n = v \cdot \left(2 \cdot \frac{Y_{cm}}{R_o} - \sin \theta_o \right) + \gamma \cdot \cos \theta_o. \quad (5.18)$$

При заданных размерах $Y_{cm}=365$, $R_6=212$, угловой скорости вращения барабана подачи $\omega_6=5 \text{ мин}^{-1}$ и целесообразном соотношении углов $\gamma=k \cdot \nu$ графики зависимости $V_n(\Theta)$ для центральной точки торца детали приведены на рис. 5.3.

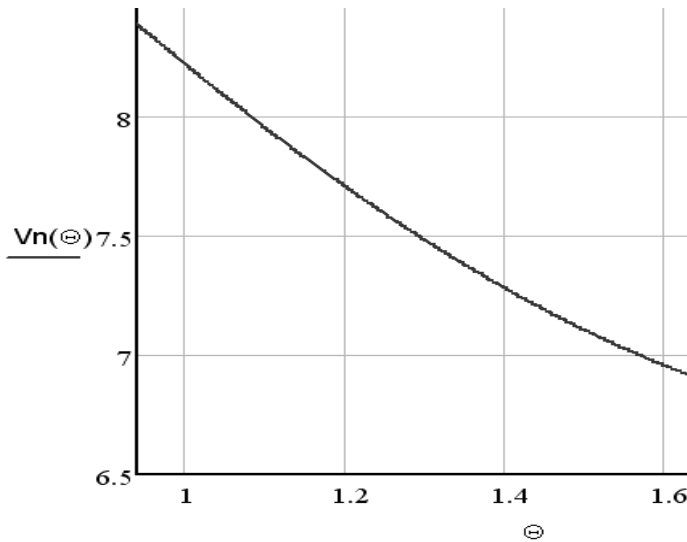


Рис. 5.3. Зависимость проекции скорости на направление вектора единичной нормали для плоского центрального участка

Как видим $V_n \neq 0$ и значительно больше на центральном участке круга, который обеспечивает съём основного припуска и способствует перераспределению функций участков торца инструмента по мере приближения заготовки к выходу из рабочей зоны, чем на формообразующем. Характер зависимостей $V_n(\Theta)$ для обоих участков круга подобный.

При сложении вращений вокруг осей детали и барабана (рис. 4.4) получим.

$$\begin{aligned} \varpi &= \varpi_0 - \varpi_6 \\ r &= \frac{\varpi_0}{\varpi_0 - \varpi_6} \cdot R_6, \\ C &= \sqrt{Y_c^2 + r^2 - 2 \cdot Y_c \cdot r \cdot \cos(90^\circ - \theta_6)} \end{aligned} \quad (5.19)$$

где r – расстояние от оси вращения подающего барабана до мгновенной.

C – расстояние между началом координат круга и мгновенной осью вращения;

ϖ – мгновенная угловая скорость вращения, равная векторной сумме угловых вращений барабана и заготовки. Решив уравнение получим

$$\sin \beta = \frac{r}{C} \cdot \sin \theta_6 \quad (5.20)$$

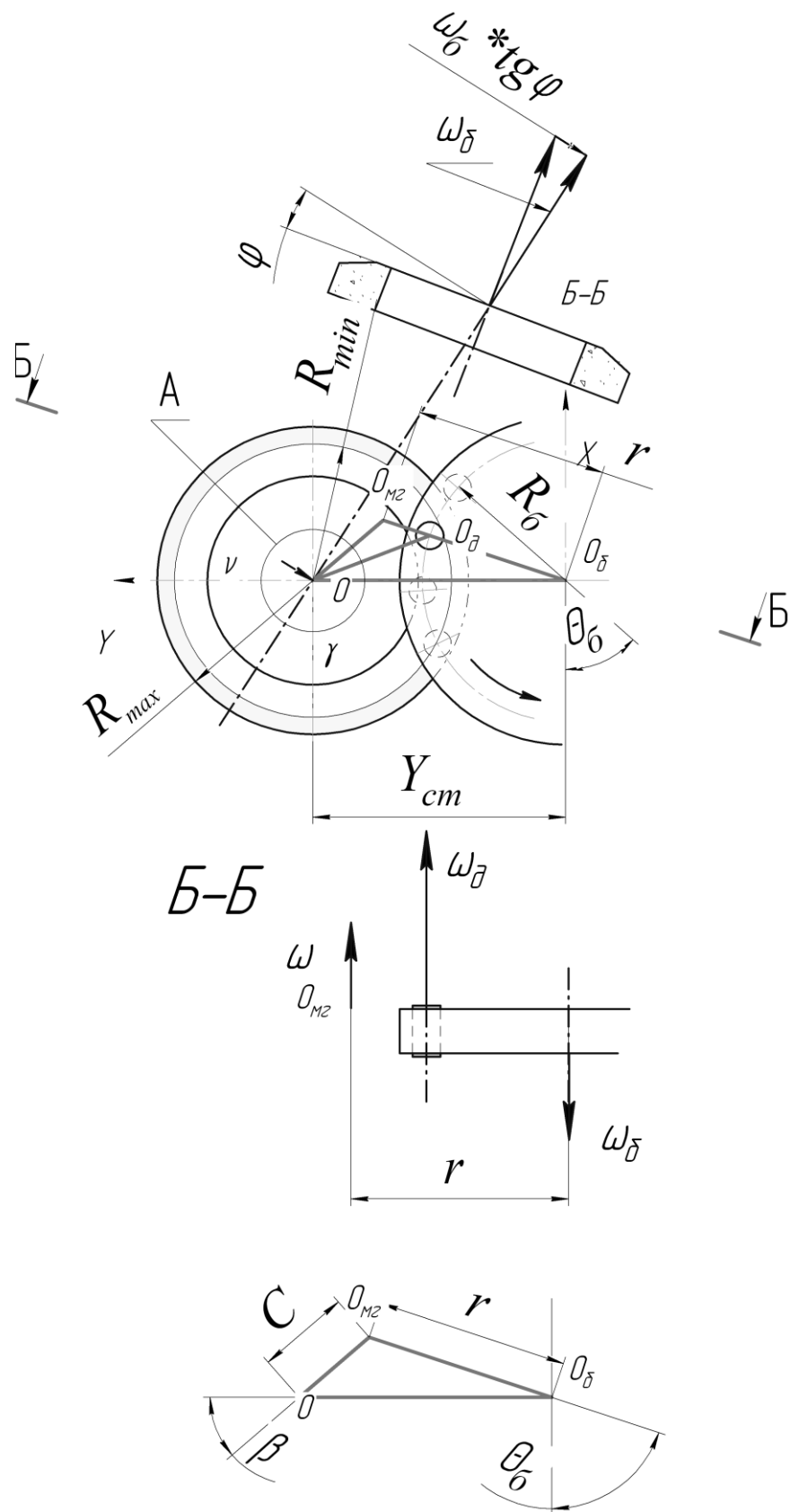


Рис. 5.4. Схема для определения относительной скорости движения круга с учетом вращения детали

Для определения объема материала, который снимается из заготовки в процессе шлифования по координате обработки, был разработан индуктивный датчик активного контроля. В основе его работы лежит свойство катушки изменять свое реактивное сопротивление при изменении параметров, которые определяют величину индуктивности. В известных индуктивных преобразователях изменение индуктивности осуществляется за счет изменения длины или площади воздушного зазора между якорем и неподвижной частью магнитопровода. Схемы индуктивных преобразователей приведены на рисунке 5.5.

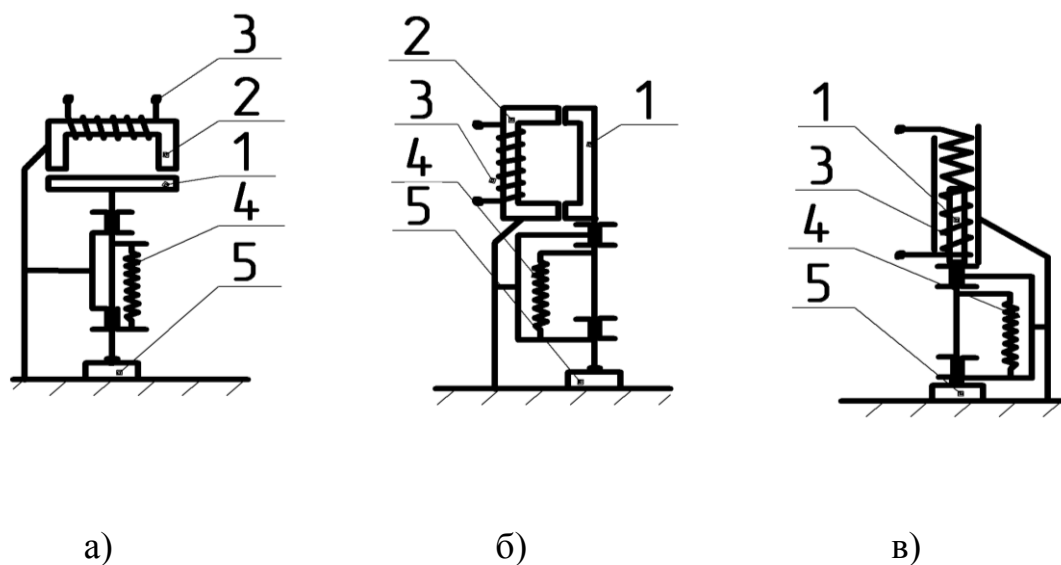


Рис. 5.5. Принципиальные схемы индуктивных преобразователей:

а) с переменным зазором; б) с переменной площадью; в) соленоидный преобразователь.

На рисунке 5.5, а обозначено: 1 – якорь преобразователя; 2 – магнитопровод; 3 – катушка преобразователя; 4 – пружина; 5 – контролируемая деталь.

Существенным недостатком индуктивных приборов является то, что они не позволяют проводить измерения во время обработки детали в закрытом пространстве.

Предложенный индуктивный преобразователь представляет собой катушку, внутри которой находится обрабатываемая деталь, выполняющая одновременно роль якоря. В процессе шлифования торцов деталь уменьшается по размерам и массе, что приводит к изменению индуктивности. Блок-схема прибора для контроля деталей на основе индуктивного преобразователя приведена на рисунке 5.6.

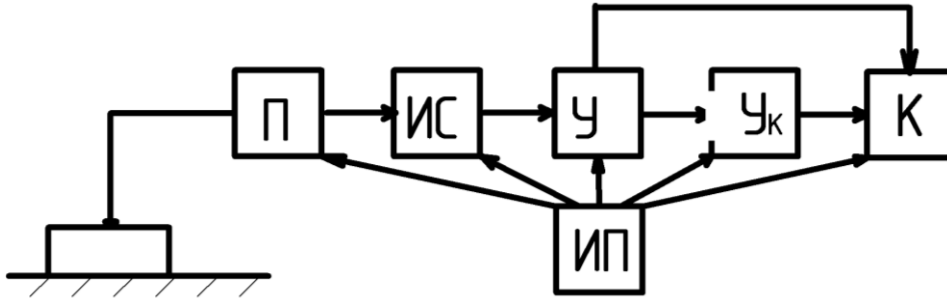


Рис. 5.6. Блок-схема индуктивного прибора:

П – индуктивный преобразователь; ИС – измерительная схема; У – электрический усилитель; У_к – указательная система; К – устройство для подачи команд; ИП – источник питания

При разработке датчика активного контроля были использованы стандартные модули, которые показаны на рисунке 4.7.

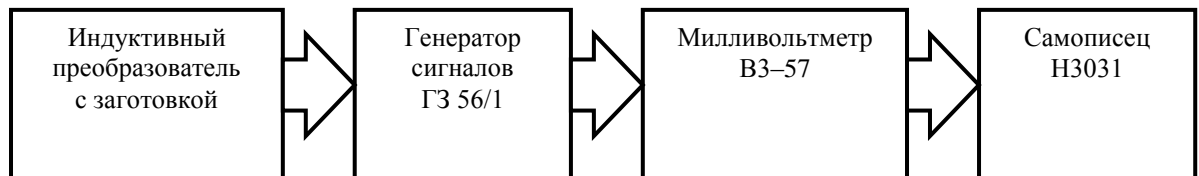


Рис. 5.7. Принципиальная модульная схема датчика активного контроля

Глава 6

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ШЛИФОВАНИЯ
ТОРЦОВ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ ОСЯМИ ДЕТАЛИ И КРУГА С
КАЛИБРУЮЩИМ УЧАСТКОМ****5.1. Описание экспериментальной установки для обработки торцов.**

Экспериментальное исследование процесса торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком проводилось на экспериментальном стенде на базе двустороннего торцешлифовального станка 3342 АДО (рис. 6.1.1).

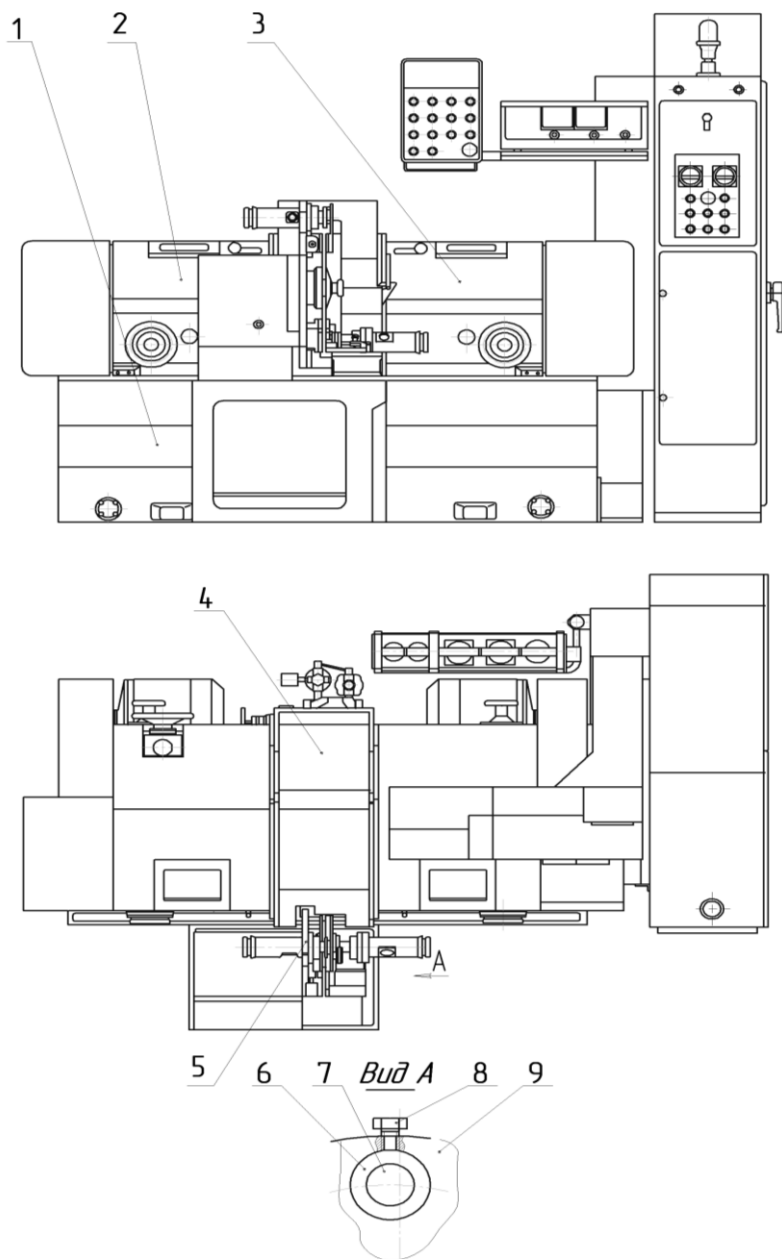


Рис. 6.1.1. Общий вид двустороннего торцешлифовального станка 3342 АДО

Исследуемый двусторонний торцешлифовальный станок 3342 АДО класса точности А имеет следующую конструкцию.

На станине 1 установлены два блока шлифовальных бабок 2 и 3 (левая и правая), в которых смонтированы пиноли шпинделей шлифовальных кругов и механизм подачи пинолей.

Между шлифовальными бабками монтируется центральная часть, включающая ограждение шлифовальных кругов 4 и блок подачи изделий 5.

Подача изделий в зону шлифования производится диском подачи изделий 9, установленным на фланце редуктора привода диска. В отверстиях подающего диска закрепляются базовые втулки 6, в которые помещаются детали 7. Втулки фиксируются винтами 8. Детали в процессе обработки могут быть как неподвижными, так и вращаться вокруг своей оси.

Прибор для правки крепится на корпусе шлифовальной бабки и поворачивается вместе с ней при ориентации круга. Правка торцов двух кругов осуществляется одновременно поворотом рычага, на котором установлена алмазная державка с тремя алмазными резцами, расположенными на окружности через 120° . Шлифование торцов деталей производится абразивными кругами, закрепленными на планшайбах.

На станке предусмотрен механизм угловой ориентации шлифовальных бабок вокруг горизонтальной и вертикальной осей. Для контроля угловой ориентации на станке имеется индикаторное устройство.

Общий вид экспериментального стенда на базе станка 3342 АДО представлен на рисунке 6.1.2.

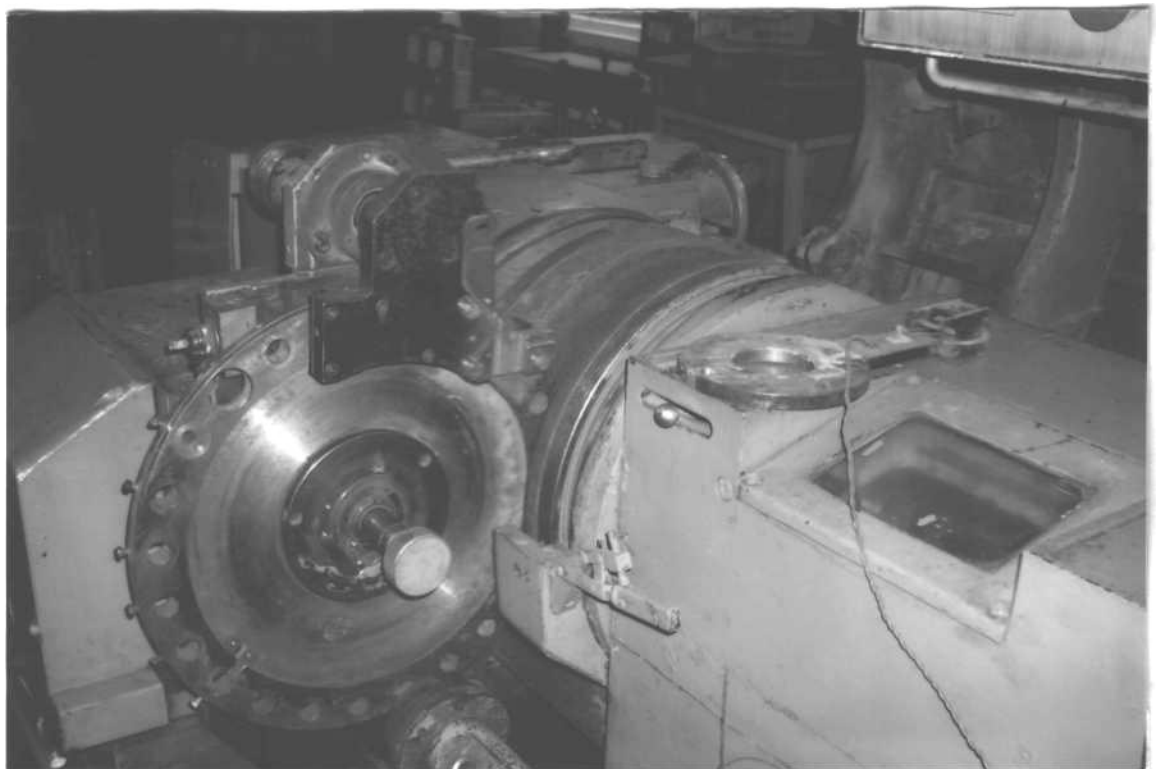
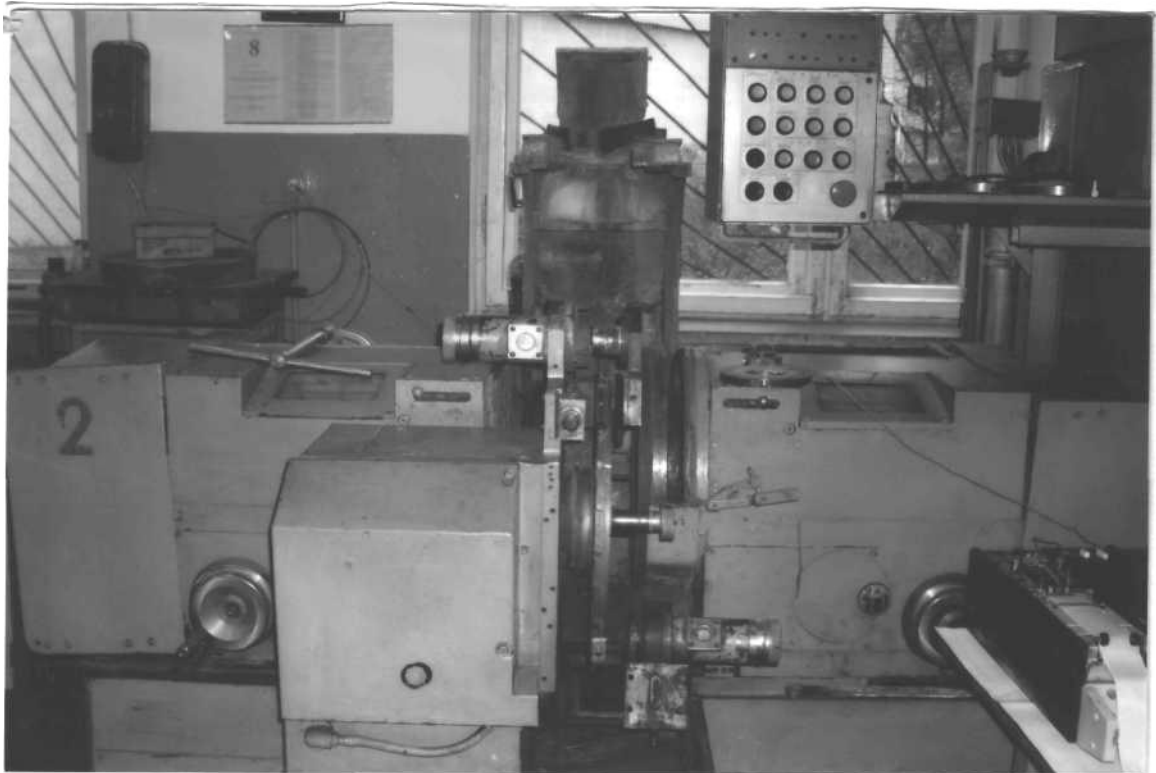


Рис. 6.1.2. Общий вид экспериментального стенда на базе станка 3342 АДО



Рис. 6.1.3. Контрольно-измерительная аппаратура

На основании теоретических исследований, разработанных 3D моделей и составленных рабочих программ, приходим к выводу, что точность обработки и распределение нагрузки по торцу инструмента при шлифовании торцов деталей зависят главным образом от следующих факторов: угла ориентации круга в вертикальной ν и горизонтальной γ плоскостях при соотношении $\gamma=1,57\nu$, снимаемого припуска и скорости подачи заготовок в зону обработки.

Исходные данные при обработке круглых стержней:

- размеры станины и барабана $X_c = 320$ мм, $Y_c = 365$ мм, $Z_c = 207$ мм,
- $R_b = 212$ мм;
- наибольший и наименьший радиусы круга $R_{max} = 225$ мм,
- $R_{min} = 152,5$ мм;

Шлифование производилось торцами кругов I-450×305×63-25A40CT1B8. Скорость шлифования 35м/с. Охлаждение осуществлялось эмульсолом.

При правке для получения калибрующего участка круги с помощью механизма ориентации (рис. 6.1.4) сначала разворачивают в вертикальной плоскости на угол ν с целью съема припуска за один проход и в горизонтальной плоскости на угол γ .

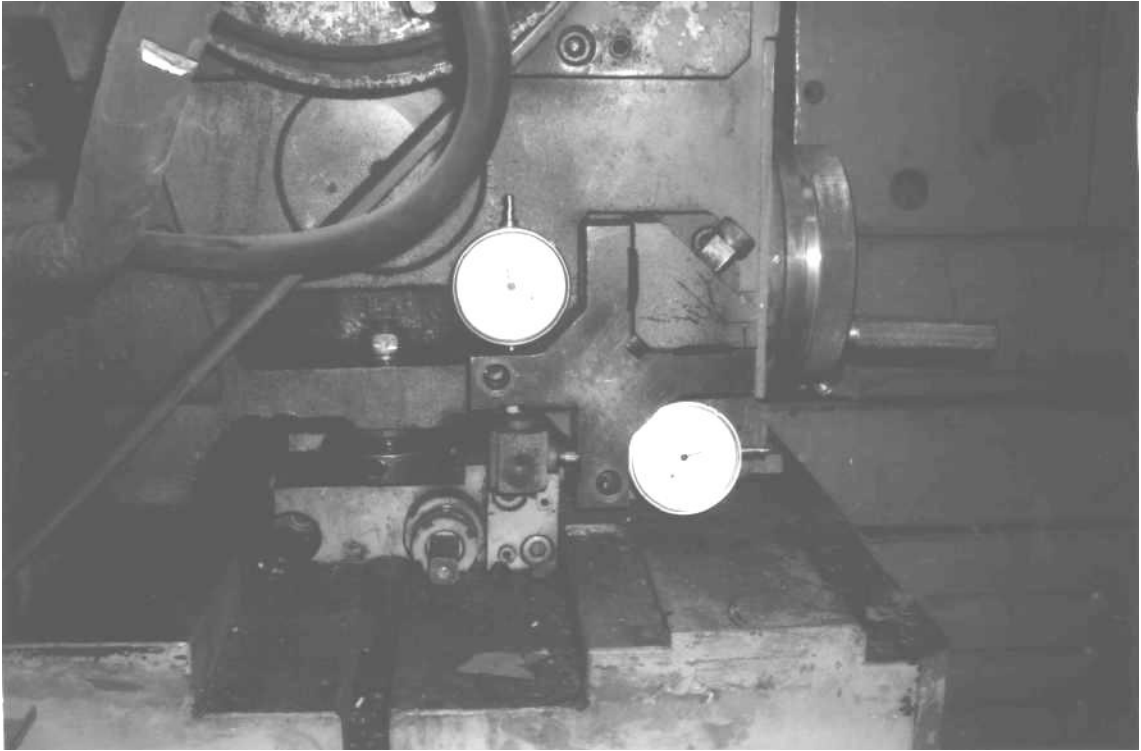


Рис. 6.1.4. Механизм ориентации кругов в вертикальной и горизонтальной плоскостях

Вначале вся торцевая поверхность круга правится в плоскости, перпендикулярной оси вращения круга с помощью устройства правки, расположенного на шлифовальной бабке (рис.5.1.5), после чего алмазными карандашами, закрепленными на барабане подачи, правят участки, прилегающие к наружным диаметрам кругов (рис.6.1.6).



Рис. 6.1.5. Правка с помощью специального устройства в плоскости, перпендикулярной оси вращения круга

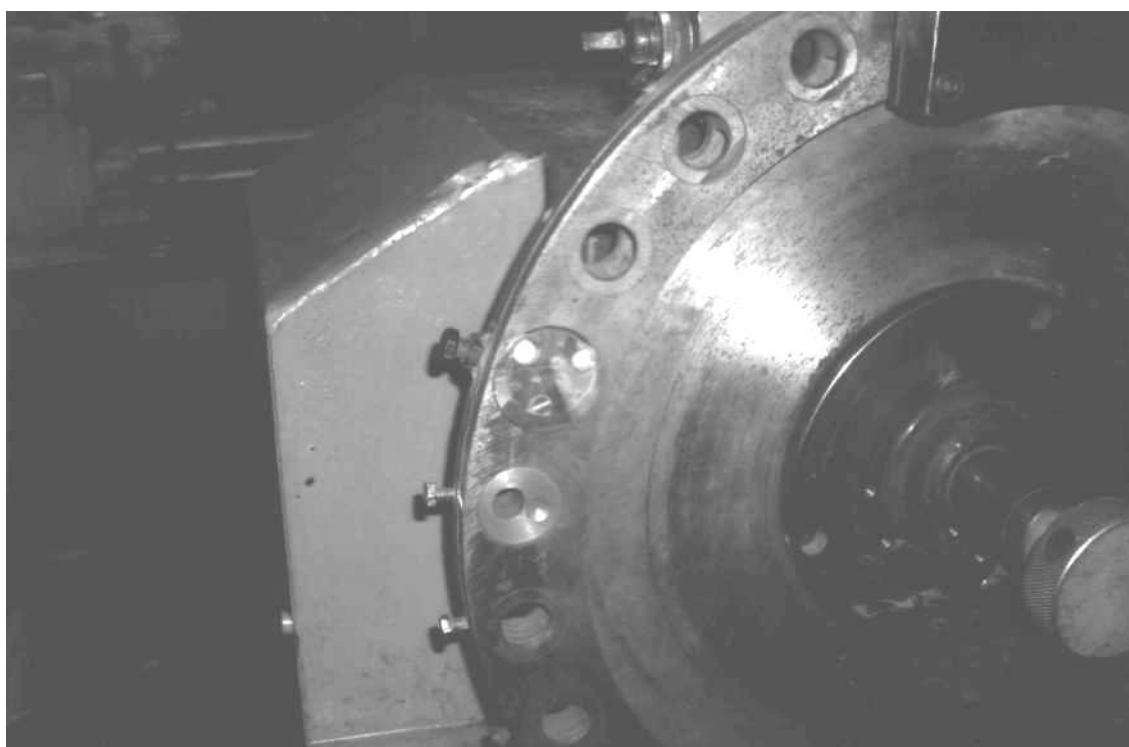


Рис. 6.1.6. Правка участков круга, прилегающих к наружному диаметру, с помощью алмазного карандаша, закрепленного в барабане подачи.

Обрабатываемые стержни $\varnothing 20$ мм изготовлены из стали 40Х с закалкой до твердости HRC = 40÷45.

При проведении исследований влияния технологических параметров обработки на точность использовался полный факторный эксперимент типа 2^3 при учете взаимодействий между факторами. В качестве плана принят ортогональный план второго порядка. Так как имеющаяся информация о дисперсии и ее однородности недостаточна, то были проведены по три параллельных опыта во всех точках плана.

В качестве технологических факторов, влияющих на точность в зоне обработки, приняты скорость подачи заготовок X_1 , снимаемый припуск X_2 , угол разворота круга в вертикальной плоскости – X_3 . Условия проведения опытов приведены в таблице 6.1.1

Таблица 6.1.1

Условия проведения опытов

Уровни и интервалы варьирования	Факторы		
	Скорость подачи заготовок – X_1 , м/мин	Снимаемый припуск – X_2 , мм	Разворот круга в вертикальной плоскости – X_3 , мм
Нулевой уровень, X_{i0}	0,78	0,3	0,15
Интервал варьирования, Δ_i	0,32	0,2	0,05
Верхний уровень, $X_{i0} + \Delta_i$	1,1	0,5	0,2
Нижний уровень, $X_{i0} - \Delta_i$	0,46	0,1	0,1
Звездное плечо $\beta * \Delta_i$	0.39	0.243	0.061
Значения факторов в звездных точках	0.39	0.057	0.211
	1.17	0.543	0.089

Значения факторов измерялись и контролировались следующими приборами.

Скорость подачи заготовок в зону обработки выставлялась с помощью переключателей на панели управления электродвигателем постоянного тока, осуществляющего круговую подачу. Измерение скорости подачи осуществлялось вычислением длины окружности, на которой находятся детали в загрузочном диске, и времени с помощью секундомера. Погрешность измерения составила $\pm 0,01$ м/мин.

Погрешность измерения величины снимаемого припуска составила $\pm 0,002$ мм. Для этого заготовки предварительно пропускались через зону обработки до контакта со шлифовальными кругами, а потом с помощью маховика продольной подачи пиноли шлифовального круга с ценой деления 0,002 мм выставлялось заданное значение припуска.

Разворот круга в вертикальной плоскости осуществлялся с помощью инструментальной линейки и индикатора часового типа. Погрешность измерения составила $\pm 0,01$ мм на диаметре шлифовального круга.

В качестве исследуемых параметров точности принято отклонение деталей по высоте, неперпендикулярность, биение, и непараллельность торцов.

Отклонение деталей по высоте измерялось с точностью до 0,002 мм с помощью рычажной скобы (пассаметра).

Неперпендикулярность, биение, и непараллельность торцов деталей – прибором „TALYROUND”.

Шероховатость обработанной поверхности измерялась профилографом-профилометром модели 201.

6.2. Исследование геометрической точности и шероховатости торцов деталей

Матрица планирования эксперимента 2^3 приведена в таблице 6.2.1

Таблица 6.2.1

Матрица планирования эксперимента 2^3

	x_0	x_1	x_2	x_3	$x_1^2 - \beta$	$x_2^2 - \beta$	$x_3^2 - \beta$	$x_1 \cdot x_2$	$x_1 \cdot x_3$	$x_2 \cdot x_3$	
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
X =	0	1	-1	-1	-1	0.27	0.27	0.27	1	1	1
	1	1	1	-1	-1	0.27	0.27	0.27	-1	-1	1
	2	1	-1	1	-1	0.27	0.27	0.27	-1	1	-1
	3	1	1	1	-1	0.27	0.27	0.27	1	-1	-1
	4	1	-1	-1	1	0.27	0.27	0.27	1	-1	-1
	5	1	1	-1	1	0.27	0.27	0.27	-1	1	-1
	6	1	-1	1	1	0.27	0.27	0.27	-1	-1	1
	7	1	1	1	1	0.27	0.27	0.27	1	1	1
	8	1	1.215	0	0	0.746	-0.73	-0.73	0	0	0
	9	1	-1.215	0	0	0.746	-0.73	-0.73	0	0	0
	10	1	0	1.215	0	-0.73	0.746	-0.73	0	0	0
	11	1	0	-1.215	0	-0.73	0.746	-0.73	0	0	0
	12	1	0	0	1.215	-0.73	-0.73	0.746	0	0	0
	13	1	0	0	-1.215	-0.73	-0.73	0.746	0	0	0
	14	1	0	0	0	-0.73	-0.73	-0.73	0	0	0

Для расчета коэффициентов регрессии была разработана программа в пакете программ MathCAD, фрагменты которой приведены ниже.

Проведено по три параллельных опыта в точках плана 0...14, которые дали следующие результаты для отклонения деталей по высоте.

№ точки плана

Otkl_Vys :=	(12 14 13)	0
	(16 18 17)	1
	(37 38 41)	2
	(42 40 43)	3
	(11 12 9)	4
	(18 16 17)	5
	(42 40 37)	6
	(47 46 48)	7
	(19 18 22)	8
	(12 14 17)	9
	(48 50 53)	10
	(8 11 12)	11
	(16 18 16)	12
	(18 17 16)	13
	(21 18 19)	14

Обратная (квантильная) функция распределения Стьюдента

$$t := \left| \text{qt} \left(\frac{0.05}{2}, N \right) \right| \quad t = 2.131$$

Определение коэффициентов уравнения регрессии

$$B := D \cdot X^T \cdot Y$$

Определение интервалов надежности коэффициентов уравнения регрессии

$$\Delta b := \begin{cases} \text{for } i \in 0.. \text{cols}(D) - 1 \\ \Delta b_i \leftarrow \sqrt{|D_{i,i}|} \cdot t \cdot \sigma \\ \Delta b \end{cases}$$

Отбрасываем незначимые коэффициенты уравнения регрессии с помощью программного блока, формируя вектор -столбец **Bp**

$$Bp := \begin{cases} \text{for } i \in 0.. \text{cols}(D) - 1 \\ \quad \begin{cases} Bp_i \leftarrow B_i & \text{if } |B_i| > \Delta b_i \\ Bp_i \leftarrow 0 & \text{otherwise} \end{cases} \\ Bp \end{cases}$$

Векторы- столбцы

	\hat{A}	$\Delta \hat{A}$	$\hat{A}\hat{\delta}$						
b'0	<table border="1"><tr><td>0</td><td>24.8</td></tr></table>	0	24.8	<table border="1"><tr><td>0</td><td>1.1</td></tr></table>	0	1.1	<table border="1"><tr><td>0</td><td>24.8</td></tr></table>	0	24.8
0	24.8								
0	1.1								
0	24.8								
b1	<table border="1"><tr><td>1</td><td>2.5</td></tr></table>	1	2.5	<table border="1"><tr><td>1</td><td>1.3</td></tr></table>	1	1.3	<table border="1"><tr><td>1</td><td>2.5</td></tr></table>	1	2.5
1	2.5								
1	1.3								
1	2.5								
b2	<table border="1"><tr><td>2</td><td>14.4</td></tr></table>	2	14.4	<table border="1"><tr><td>2</td><td>1.3</td></tr></table>	2	1.3	<table border="1"><tr><td>2</td><td>14.4</td></tr></table>	2	14.4
2	14.4								
2	1.3								
2	14.4								
b3	<table border="1"><tr><td>3</td><td>0.3</td></tr></table>	3	0.3	<table border="1"><tr><td>3</td><td>1.3</td></tr></table>	3	1.3	<table border="1"><tr><td>3</td><td>0</td></tr></table>	3	0
3	0.3								
3	1.3								
3	0								
b11	<table border="1"><tr><td>4</td><td>0.7</td></tr></table>	4	0.7	<table border="1"><tr><td>4</td><td>2</td></tr></table>	4	2	<table border="1"><tr><td>4</td><td>0</td></tr></table>	4	0
4	0.7								
4	2								
4	0								
b22	<table border="1"><tr><td>5</td><td>9.7</td></tr></table>	5	9.7	<table border="1"><tr><td>5</td><td>2</td></tr></table>	5	2	<table border="1"><tr><td>5</td><td>9.7</td></tr></table>	5	9.7
5	9.7								
5	2								
5	9.7								
b33	<table border="1"><tr><td>6</td><td>0.6</td></tr></table>	6	0.6	<table border="1"><tr><td>6</td><td>2</td></tr></table>	6	2	<table border="1"><tr><td>6</td><td>0</td></tr></table>	6	0
6	0.6								
6	2								
6	0								
b12	<table border="1"><tr><td>7</td><td>0</td></tr></table>	7	0	<table border="1"><tr><td>7</td><td>1.5</td></tr></table>	7	1.5	<table border="1"><tr><td>7</td><td>0</td></tr></table>	7	0
7	0								
7	1.5								
7	0								
b13	<table border="1"><tr><td>8</td><td>0.8</td></tr></table>	8	0.8	<table border="1"><tr><td>8</td><td>1.5</td></tr></table>	8	1.5	<table border="1"><tr><td>8</td><td>0</td></tr></table>	8	0
8	0.8								
8	1.5								
8	0								
b23	<table border="1"><tr><td>9</td><td>1.1</td></tr></table>	9	1.1	<table border="1"><tr><td>9</td><td>1.5</td></tr></table>	9	1.5	<table border="1"><tr><td>9</td><td>0</td></tr></table>	9	0
9	1.1								
9	1.5								
9	0								

k = 10

$$K := \begin{cases} K \leftarrow k \\ \text{for } i \in 0..k - 1 \\ \quad \begin{cases} K \leftarrow K - 1 & \text{if } |Bp_i| = 0 \\ K \leftarrow K & \text{otherwise} \end{cases} \\ K \end{cases}$$

значимые коэффициенты в уравнении (матрица Bp)

K = 4

Свободный коэффициент искомой математической модели определяем из зависимости

$$Bp_0 := Bp_0 - \beta \cdot \sum_{i=4}^6 Bp_i \quad Bp_0 = 24.82$$

$$Yp := X \cdot Bp$$

Гипотезу об адекватности проверяют по F-критерию Фишера. Эта гипотеза подтверждается в случаях, когда $F < F_{\text{табл}}$ при уровне значимости $\alpha=0,05$ и степенях свободы $k-1=9$ при $N=15$

$$F_T := qF(1 - 0.05, k - 1, N)$$

$$F_T = 2.588$$

	0
0	13
1	17
2	38.7
3	41.7
4	10.7
5	17
6	39.7
7	47
8	19.7
9	14.3
10	50.3
11	10.3
12	16.7
13	17
14	19.3

Y =

	0
0	10.5
1	15.5
2	39.4
3	44.3
4	10.5
5	15.5
6	39.4
7	44.3
8	20.7
9	14.7
10	49.6
11	14.5
12	17.7
13	17.7
14	17.7

Yp =

$$A := Y - Y_p$$

$$ss_{HA} := \frac{(A \cdot A) \cdot f}{N - K}$$

$$ss_{HA} = 8.947$$

$$F := \frac{ss_{HA}}{ss_0}$$

$$F = 2.22$$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{\text{табл}}$

Модель адекватна

Проведенные с помощью пассаметра измерения отклонения по высоте с точностью до 0,002 мм показали, что точность шлифованных деталей соответствует 6-7 качеству точности.

Результаты обработки экспериментальных данных для других параметров приведем в виде фрагментов из программ, где в матрицы будут записаны соответствующие параметры оптимизации, столбец B – значение коэффициентов регрессии, столбец Δb – значения доверительных интервалов, столбец B_p – значимые коэффициенты. Кроме того, под столбцами будут приведены результаты расчета адекватности модели по критерию Фишера.

Отклонение от перпендикулярности левого торца

NEPERP:=

4	5	4
4	6	5
8	6	6
9	7	7
9	6	6
10	7	10
12	8	8
10	12	15
8	6	6.5
9	6	6
8	7	7.5
7	6	6
6	6	5
6	6	3
8	7	8

b0
b1
b2
b3
b11
b22
b33
b12
b13
b23

B =

	0
0	7.155
1	0.59
2	1.103
3	1.352
4	0.775
5	0.775
6	-0.297
7	0.167
8	0.417
9	0.083

Δb =

	0
0	0.899
1	1.052
2	1.052
3	1.052
4	1.667
5	1.667
6	1.667
7	1.231
8	1.231
9	1.231

Bp =

	0
0	7.155
1	0
2	1.103
3	1.352
4	0
5	0
6	0
7	0
8	0
9	0

$F_T = \blacksquare$

$F = \blacksquare$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл}$

Модель адекватна

Отклонения от перпендикулярности правого торца

NEPERP:=

4	4	4
4	6	5
8	5	7
9	9	7
9	4	6
10	6	10
12	9	13
12	11	15
5	6	6.5
5	7	6
8	6	9
9	7	11
6	6	5
6	8	3
8	8	8

b0
b1
b2
b3
b11
b22
b33
b12
b13
b23

B =

	0
0	7.389
1	0.56
2	1.222
3	1.37
4	-0.106
5	1.531
6	-0.275
7	-0.042
8	0.125
9	0.375

Δb =

	0
0	1.032
1	1.208
2	1.208
3	1.208
4	1.914
5	1.914
6	1.914
7	1.414
8	1.414
9	1.414

Bp =

	0
0	7.389
1	0
2	1.222
3	1.37
4	0
5	0
6	0
7	0
8	0
9	0

$F_T = \blacksquare$

$F = \blacksquare$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл}$

Модель адекватна

Биение левого торца

BIEN :=	11 9 7
	11 10 8
	15 12 17
	16 12 16
	19 16 21
	20 15 18
	23 16 19
	24 19 20
	9 13 13
	10 12 12
	18 14 17
	14 12 12
	17 14 14
	17 12 12
	11 12 16

b0
b1
b2
b3
b11
b22
b33
b12
b13
b23

B =		0
	0	14.555
	1	0.159
	2	1.746
	3	2.765
	4	-0.186
	5	1.847
	6	1.734
	7	0.25
	8	0
9	-0.833	

$\Delta b =$		0
	0	1.474
	1	1.725
	2	1.725
	3	1.725
	4	2.733
	5	2.733
	6	2.733
	7	2.018
	8	2.018
9	2.018	

Bp =		0
	0	14.555
	1	0
	2	1.746
	3	2.765
	4	0
	5	0
	6	0
	7	0
	8	0
9	0	

$F_T = \blacksquare$

$F = \blacksquare$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл}$

Модель адекватна

Биение правого торца

BIEN :=	10 9 8
	9 10 11
	15 11 17
	16 12 18
	19 16 21
	19 15 18
	23 17 19
	24 23 20
	9 13 14
	10 11 12
	18 14 16
	14 12 11
	17 15 13
	18 14 12
	16 13 12

b0
b1
b2
b3
b11
b22
b33
b12
b13
b23

B =		0
	0	14.755
	1	0.415
	2	1.928
	3	2.715
	4	-0.229
	5	1.577
	6	2.029
	7	0.5
	8	-0.083
9	-0.583	

$\Delta b =$		0
	0	1.44
	1	1.685
	2	1.685
	3	1.685
	4	2.67
	5	2.67
	6	2.67
	7	1.972
	8	1.972
9	1.972	

Bp =		0
	0	14.755
	1	0
	2	1.928
	3	2.715
	4	0
	5	0
	6	0
	7	0
	8	0
9	0	

$F_T = \blacksquare$

$F = \blacksquare$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл}$

Модель адекватна

Отклонение от параллельности торцов

NEPAR :=	(10 8 8) 9 10 11 15 10 17 16 10 14 19 18 21 19 18 18 23 20 19 24 21 22 9 14 14 10 12 12 18 16 16 14 12 12 17 15 16 18 14 10 16 13 15)	b0 b1 b2 b3 b11 b22 b33 b12 b13 b23	$B =$ <table border="1" style="border-collapse: collapse; text-align: center;"> <tr><td></td><td>0</td></tr> <tr><td>0</td><td>14.955</td></tr> <tr><td>1</td><td>0.233</td></tr> <tr><td>2</td><td>1.722</td></tr> <tr><td>3</td><td>3.387</td></tr> <tr><td>4</td><td>-0.506</td></tr> <tr><td>5</td><td>1.414</td></tr> <tr><td>6</td><td>1.64</td></tr> <tr><td>7</td><td>0.083</td></tr> <tr><td>8</td><td>0</td></tr> <tr><td>9</td><td>-0.417</td></tr> </table>		0	0	14.955	1	0.233	2	1.722	3	3.387	4	-0.506	5	1.414	6	1.64	7	0.083	8	0	9	-0.417	$\Delta b =$ <table border="1" style="border-collapse: collapse; text-align: center;"> <tr><td></td><td>0</td></tr> <tr><td>0</td><td>1.33</td></tr> <tr><td>1</td><td>1.556</td></tr> <tr><td>2</td><td>1.556</td></tr> <tr><td>3</td><td>1.556</td></tr> <tr><td>4</td><td>2.466</td></tr> <tr><td>5</td><td>2.466</td></tr> <tr><td>6</td><td>2.466</td></tr> <tr><td>7</td><td>1.821</td></tr> <tr><td>8</td><td>1.821</td></tr> <tr><td>9</td><td>1.821</td></tr> </table>		0	0	1.33	1	1.556	2	1.556	3	1.556	4	2.466	5	2.466	6	2.466	7	1.821	8	1.821	9	1.821	$B_p =$ <table border="1" style="border-collapse: collapse; text-align: center;"> <tr><td></td><td>0</td></tr> <tr><td>0</td><td>14.955</td></tr> <tr><td>1</td><td>0</td></tr> <tr><td>2</td><td>1.722</td></tr> <tr><td>3</td><td>3.387</td></tr> <tr><td>4</td><td>0</td></tr> <tr><td>5</td><td>0</td></tr> <tr><td>6</td><td>0</td></tr> <tr><td>7</td><td>0</td></tr> <tr><td>8</td><td>0</td></tr> <tr><td>9</td><td>0</td></tr> </table>		0	0	14.955	1	0	2	1.722	3	3.387	4	0	5	0	6	0	7	0	8	0	9	0
	0																																																																						
0	14.955																																																																						
1	0.233																																																																						
2	1.722																																																																						
3	3.387																																																																						
4	-0.506																																																																						
5	1.414																																																																						
6	1.64																																																																						
7	0.083																																																																						
8	0																																																																						
9	-0.417																																																																						
	0																																																																						
0	1.33																																																																						
1	1.556																																																																						
2	1.556																																																																						
3	1.556																																																																						
4	2.466																																																																						
5	2.466																																																																						
6	2.466																																																																						
7	1.821																																																																						
8	1.821																																																																						
9	1.821																																																																						
	0																																																																						
0	14.955																																																																						
1	0																																																																						
2	1.722																																																																						
3	3.387																																																																						
4	0																																																																						
5	0																																																																						
6	0																																																																						
7	0																																																																						
8	0																																																																						
9	0																																																																						

 $F_T = \blacksquare$
 $F = \blacksquare$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл}$

Модель адекватна

Полученные математические модели имеют вид:

$$Otkl_Vys = 24,8 + 2,5X_1 + 14,4X_2 + 9,7X_{22};$$

$$NEPERP L = 7,155 + 1,103X_2 + 1,352X_3;$$

$$NEPERP P = 7,389 + 1,222X_2 + 1,37X_3;$$

$$BIEN L = 14,555 + 1,746X_2 + 2,765X_3;$$

$$BIEN P = 14,755 + 1,928X_2 + 2,715X_3;$$

$$NEPAR = 14,955 + 1,722X_2 + 3,387X_3.$$

Как видно из экспериментальных данных, на отклонение деталей по высоте наибольшее влияние имеют припуск на обработку и скорость подачи деталей в зону обработки, а на перпендикулярность, биение и непараллельность – угол ориентации кругов и припуск на обработку.

Осциллограммы отклонения от параллельности, перпендикулярности а так-же биения левого и правого торцов для различных точек плана приведены на рисунке 6.2.1.

Для нулевой точки плана:

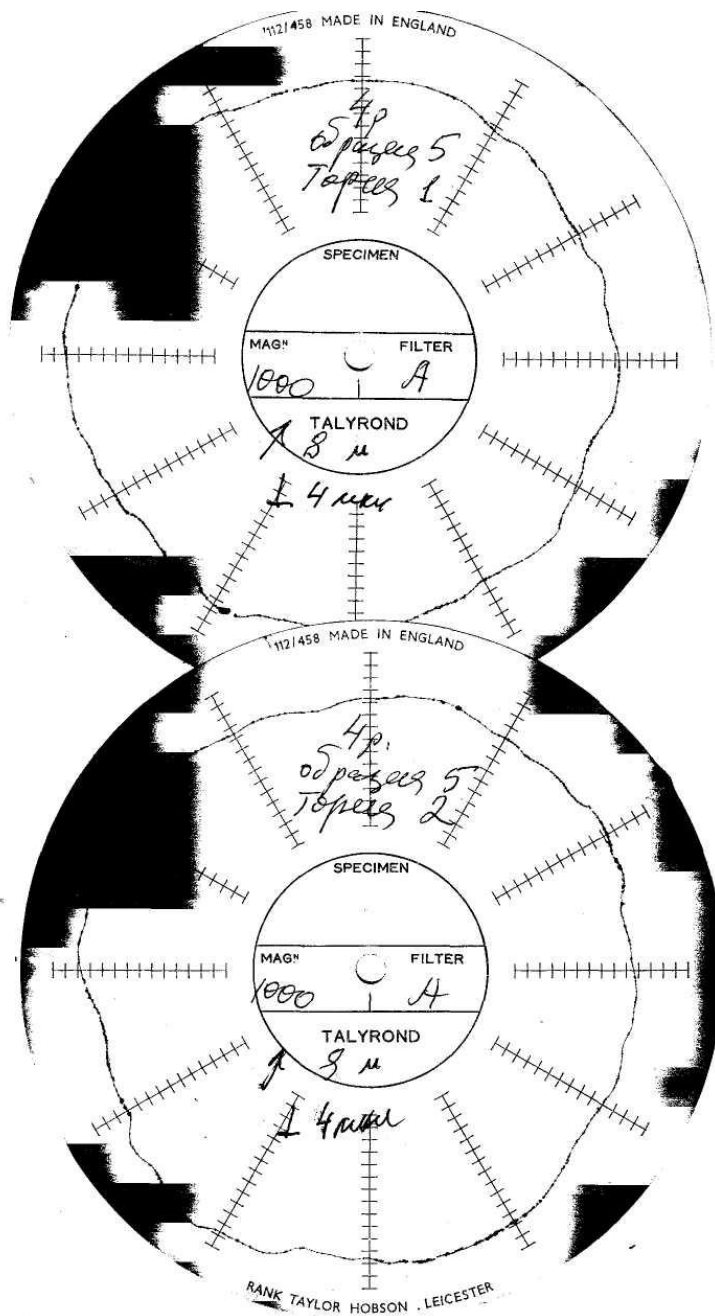
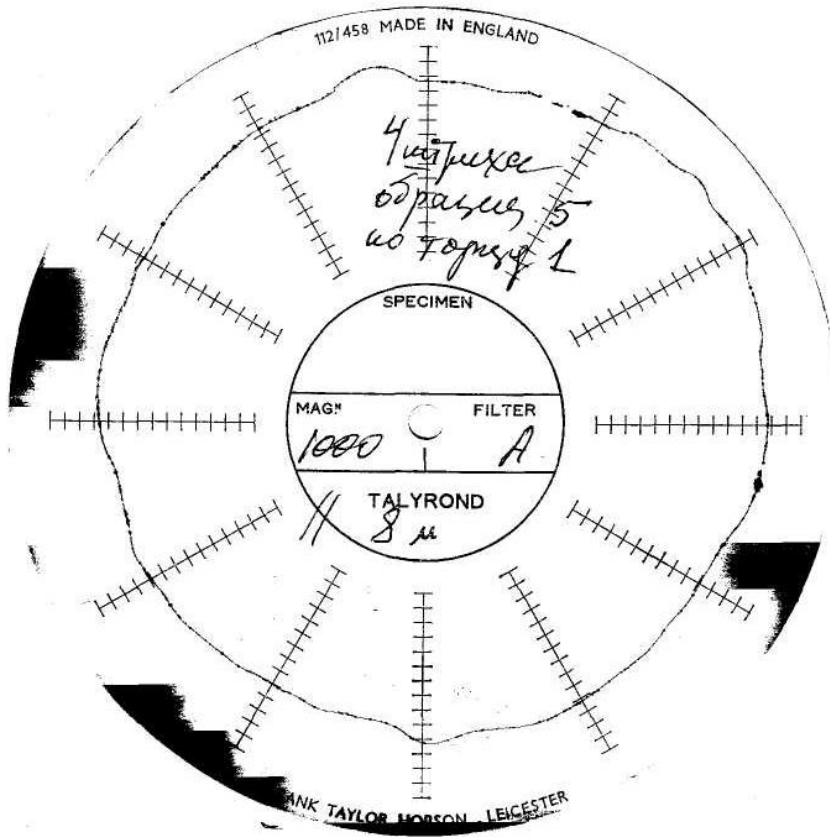
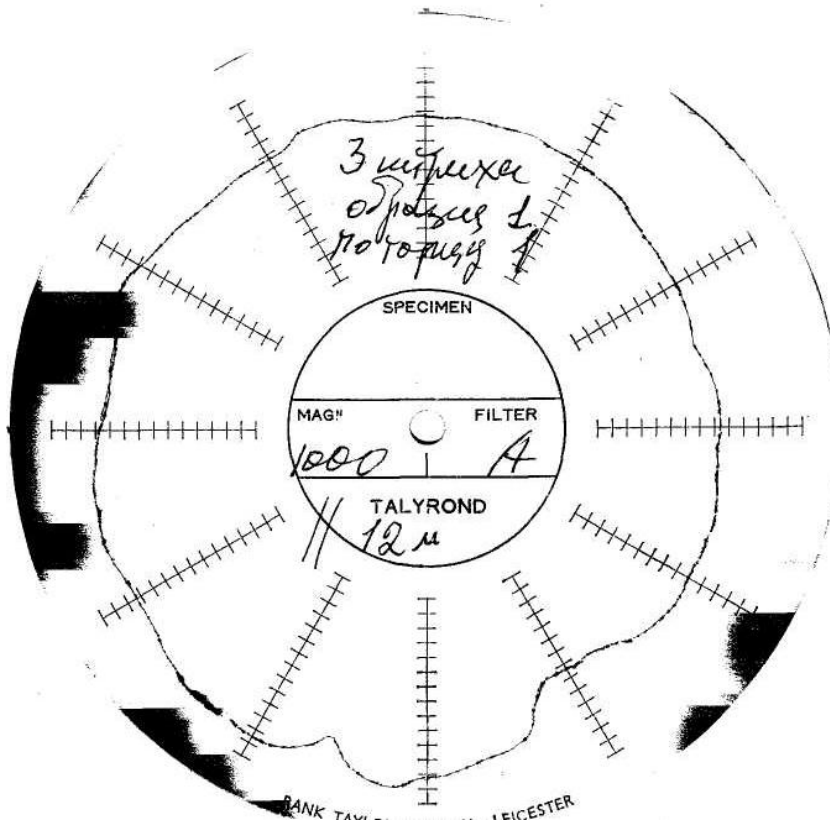


Рис. 6.2.1. Осциллограммы биения, отклонения от перпендикулярности и параллельности левого и правого торцов

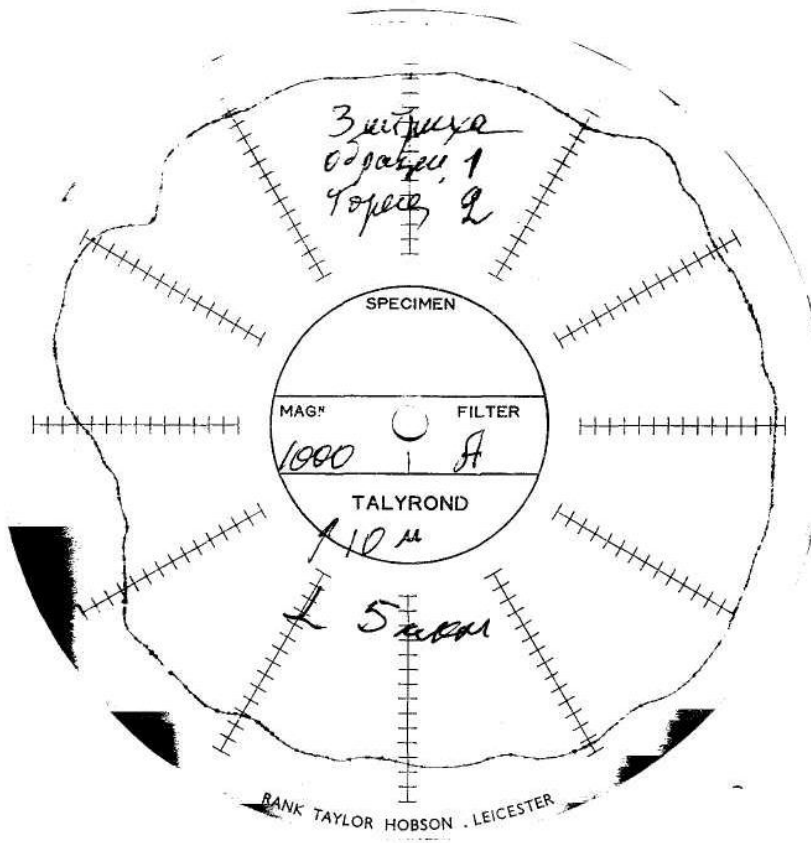
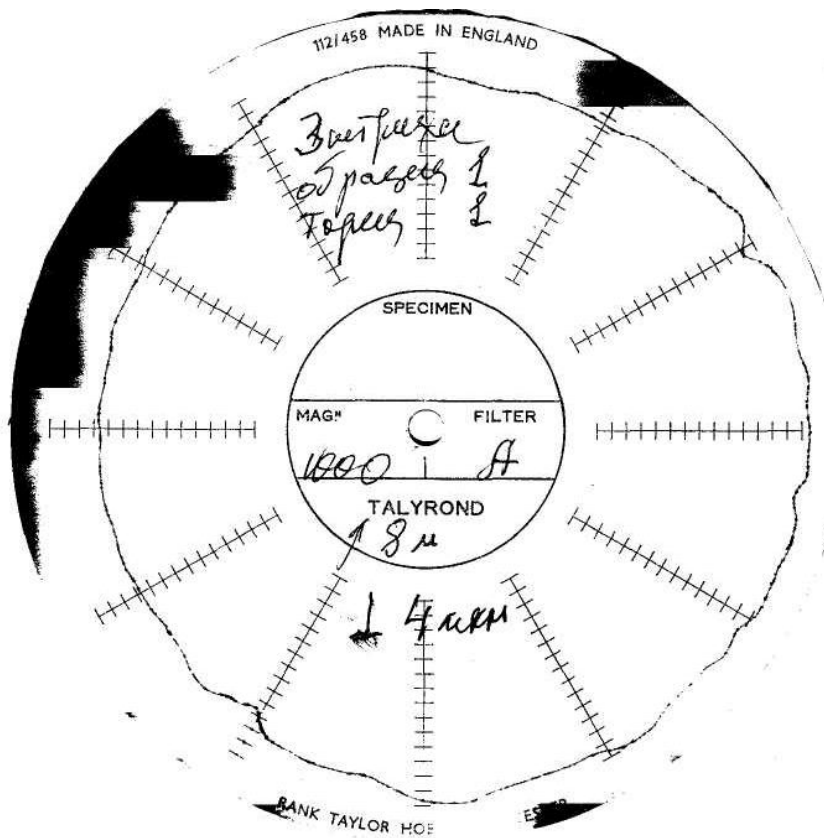
Продолжение рисунка 6.2.1



Для первой точки плана



Продолжение рисунка 6.2.1



Комплекс для измерения шероховатости обработанной поверхности приведен на рис. 6.2.2

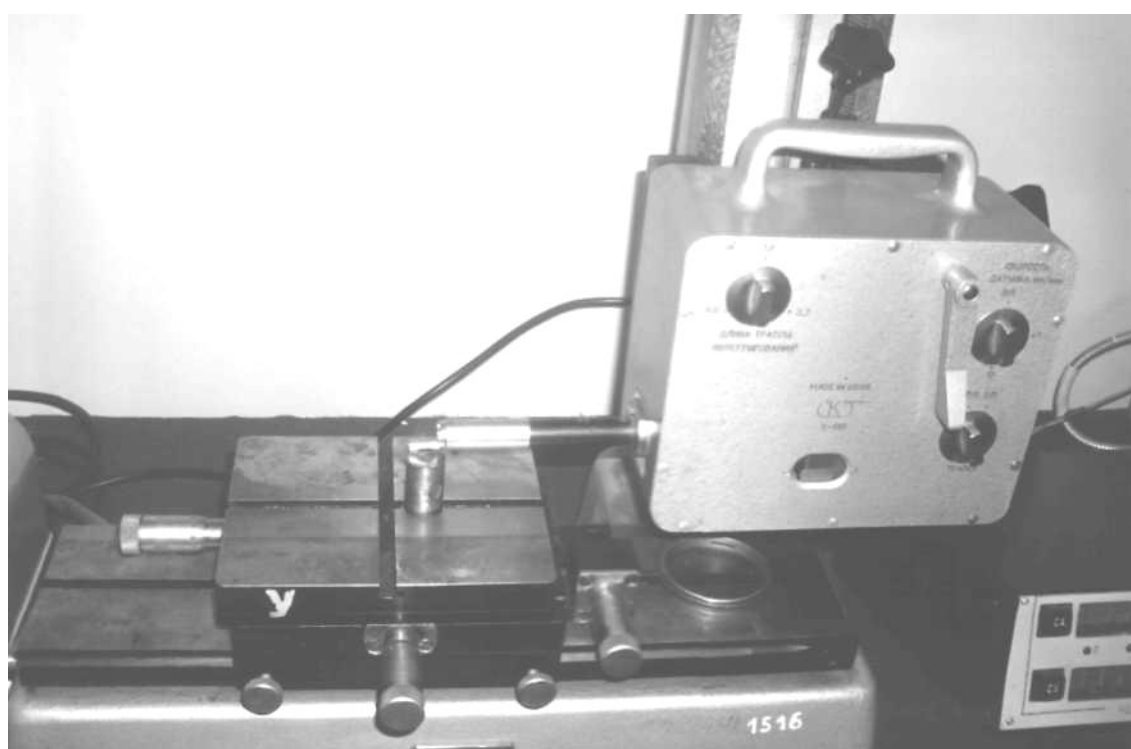


Рис. 6.2.2. Комплекс для измерения шероховатости обработанной поверхности модели 201

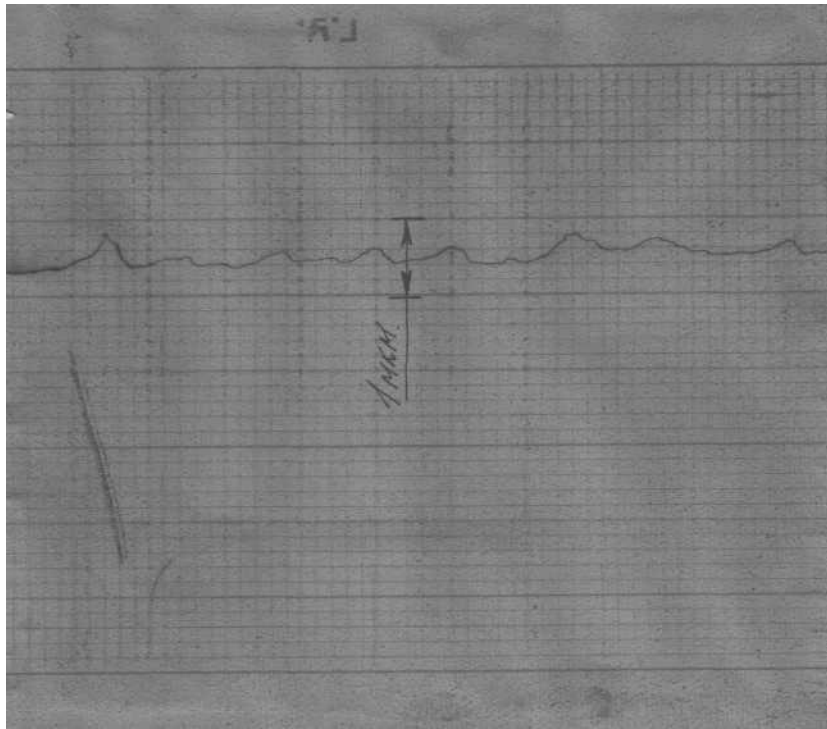


Рис. 6.2.3. Осциллограмма шероховатости обработанной поверхности

6.3. Экспериментальное исследование температуры и остаточных напряжений.

Опыты проводились при шлифовании цилиндрических деталей диаметром 20 мм. из стали 40Х, установленных во втулках барабана подачи заготовок, осуществляющего круговую подачу в зону обработки, с применением СОТС – эмульсола (рис.5.3.1)

Для определения температуры на торцах заготовки была использована искусственная термопара хромель-капель. Спай термопар фиксировался на торцах заготовки (рис.5.3.2). Средний диаметр спаия составлял около 1,5 мм.



Рис. 6.3.1 Крепление заготовки в барабане подачи изделий

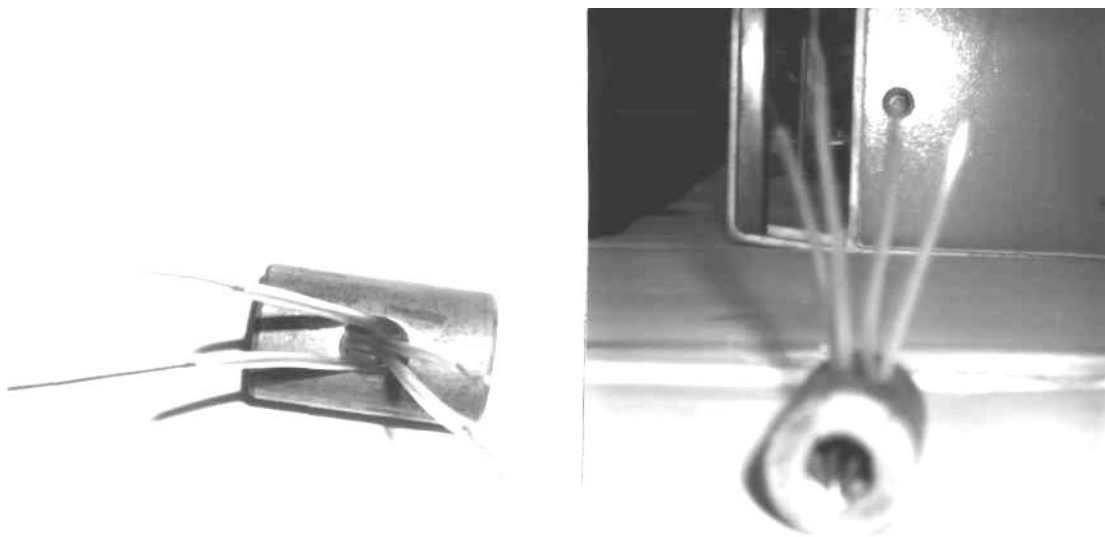


Рис. 6.3.2. Заготовка со спаем термопар на торцах

Для усиления напряжения термопар, расположенных на торцах заготовки, использовался двухканальный усилитель постоянного тока.

Принципиальная схема усилителя приведена на рисунке 6.3.3

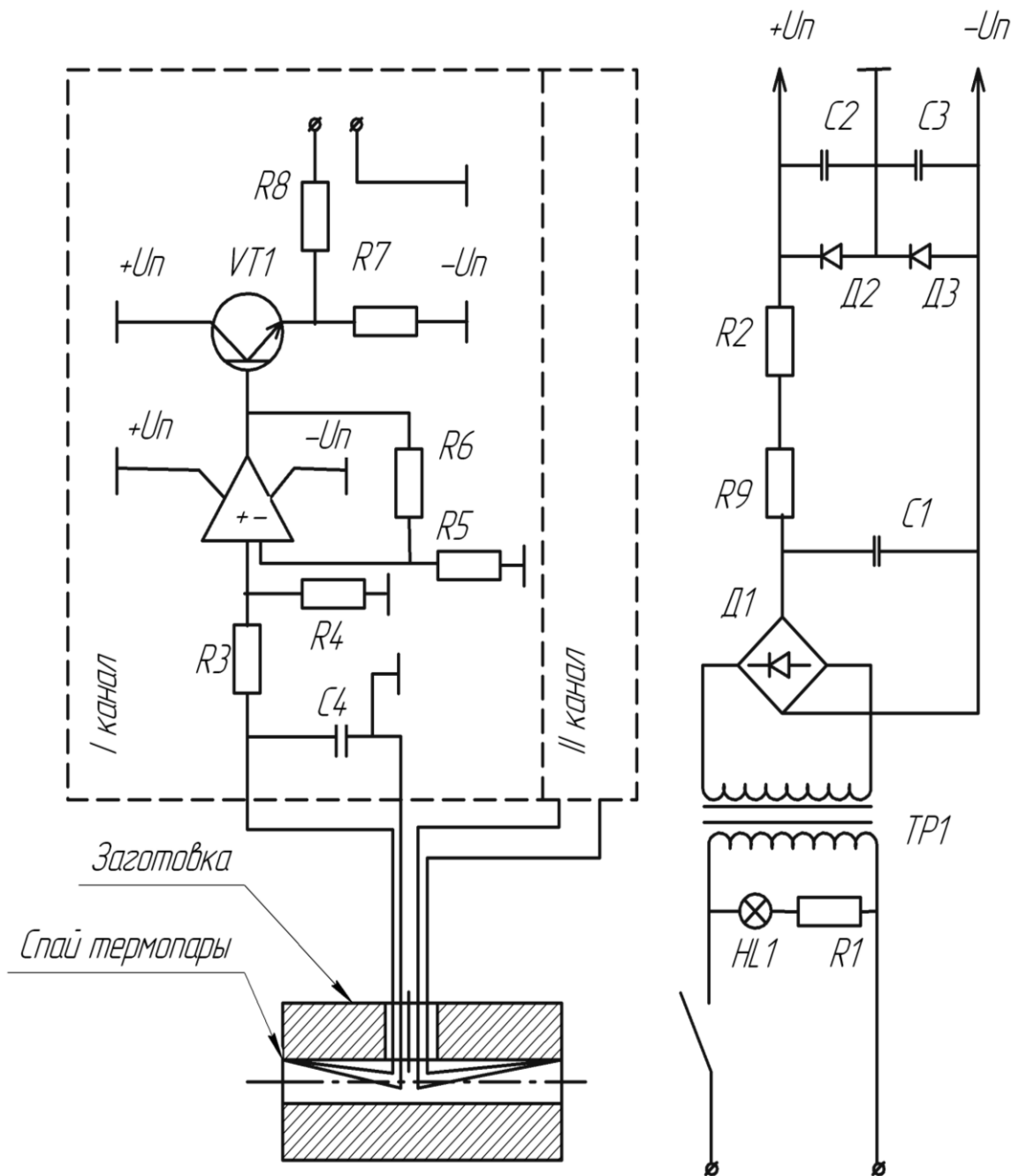


Рис. 6.3.3. Электрическая принципиальная схема двухканального усилителя для термопары

Тарировка тракта термопара – измерительный усилитель производилась при помощи печи СШОЛ – 1.1 6112 – МЗ – У4.2, в которую помещались исследуемые образцы с термопарами, подключенными к измерительному усилителю. Напряжение на выходе усилителей контролировалось милливольтметром ВЗ – 53.

Для записи показаний использовался самописец Н3031/1. Погрешность измерения температуры составила $\pm 10^{\circ}\text{C}$. Тарировочный график приведен на рисунке 6.3.4.

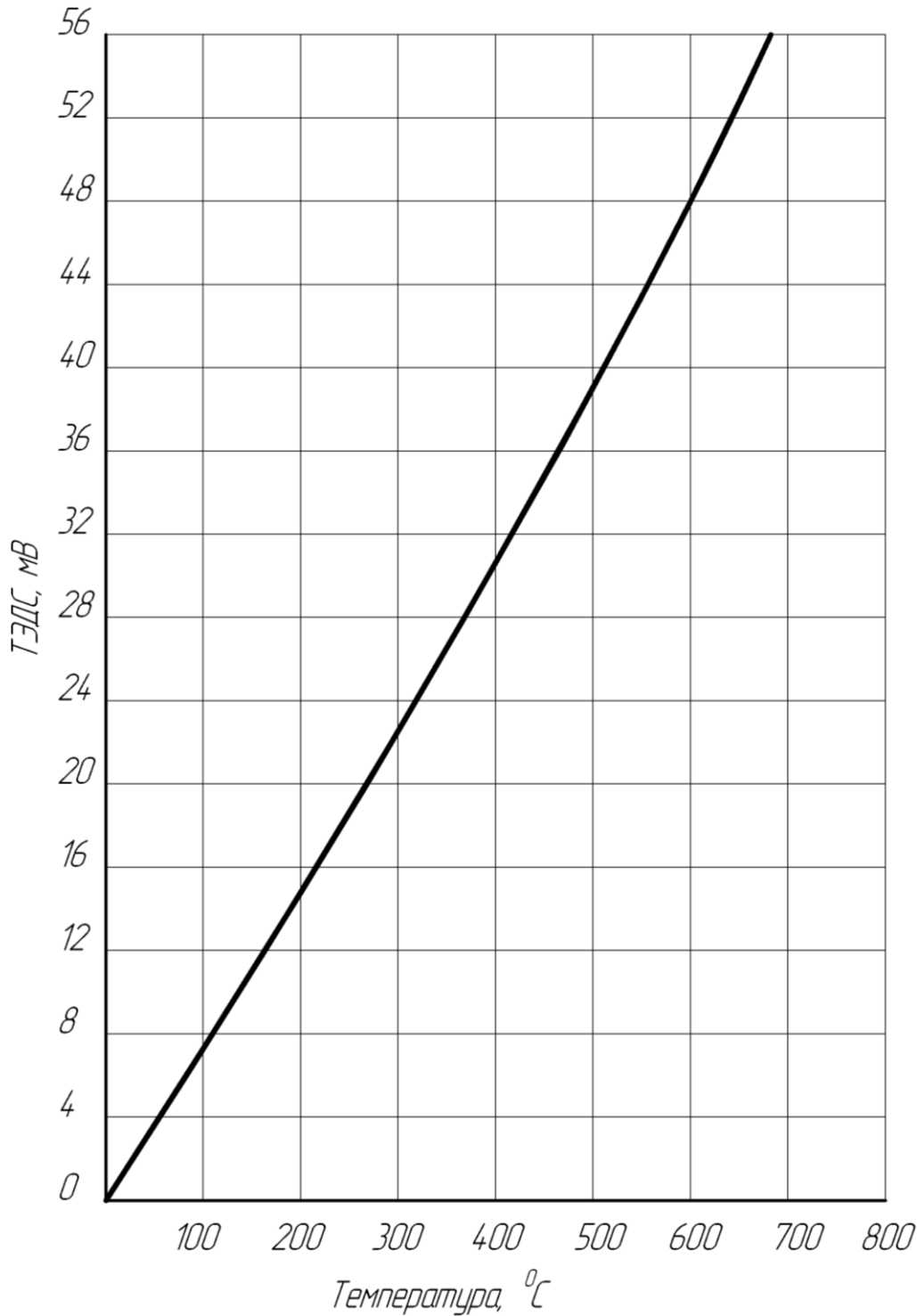


Рис. 6.3.4. Тарировочный график т. э. д. с. термопары хромель– капель в зависимости от температуры

Проведено по три параллельных опыта в точках плана 0...14, которые дали следующие значения температуры на правом торце заготовки.

	№ точки плана
460 440 450	0
510 500 490	1
580 590 600	2
660 670 660	3
430 430 410	4
500 470 490	5
570 580 590	6
640 620 610	7
570 580 560	8
480 470 480	9
650 640 620	10
400 420 420	11
530 540 530	12
540 560 540	13
550 530 520	14

Основные результаты обработки экспериментальных данных приведены ниже.

Значимые коэффициенты уравнения находятся в векторе-столбце B_p .

Векторы- столбцы

	\hat{A}	$\Delta \hat{A}$	$\hat{A}\hat{\sigma}$
	0	0	0
b'0	535.1	7.2	535.1
b1	31.4	8.4	31.4
b2	79.3	8.4	79.3
b3	-9.7	8.4	-9.7
b11	0.2	13.4	0
b22	1.4	13.4	0
33	11.5	13.4	0
b12	0.4	9.9	0
b13	-2.1	9.9	0
b23	-1.3	9.9	0

$$k = 10$$

$$K = 4$$

$$F_T = 2.588$$

$$F_T := qF(1 - 0.05, k - 1, N)$$

$$F := \frac{ss_{HA}}{ss_0}$$

$$F = 2.006$$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл.}$ Модель адекватна.

Аналогичные результаты получены и для левого торца детали.

№ точки плана

Temper :=	(450 450 460)	0
	520 510 510	1
	570 580 590	2
	670 670 660	3
	420 420 430	4
	510 480 490	5
	560 580 580	6
	630 610 630	7
	580 560 570	8
	470 470 490	9
	660 640 650	10
	410 410 430	11
	520 520 510	12
	530 550 550	13
	(560 540 510)	14

Векторы- столбцы

 \hat{A} $\Delta \hat{A}$ $\hat{A}\hat{\delta}$

b'0	B =		0
		0	535.8
		1	34.7
		2	77
		3	-12.1
		4	0.8
		5	7.6
		6	5.4
		7	0.8
		8	-3.3
b11		9	2.1·10 ⁻¹⁴

$\Delta b =$		0
	0	7.3
	1	8.6
	2	8.6
	3	8.6
	4	13.6
	5	13.6
	6	13.6
	7	10
	8	10
9	10	

Bp =		0
	0	535.8
	1	34.7
	2	77
	3	-12.1
	4	0
	5	0
	6	0
	7	0
	8	0
9	0	

$$F_T := qF(1 - 0.05, k - 1, N)$$

$$F_T = 2.588$$

$$F := \frac{ss_{HA}}{ss_0}$$

$$F = 2.538$$

Гипотеза об адекватности подтверждается $F < F_{табл.}$

Модель адекватна

На рисунке 5.3.5 приведены осциллограммы т. э. д. с. по координате обработки, выполненные для различных точек плана.

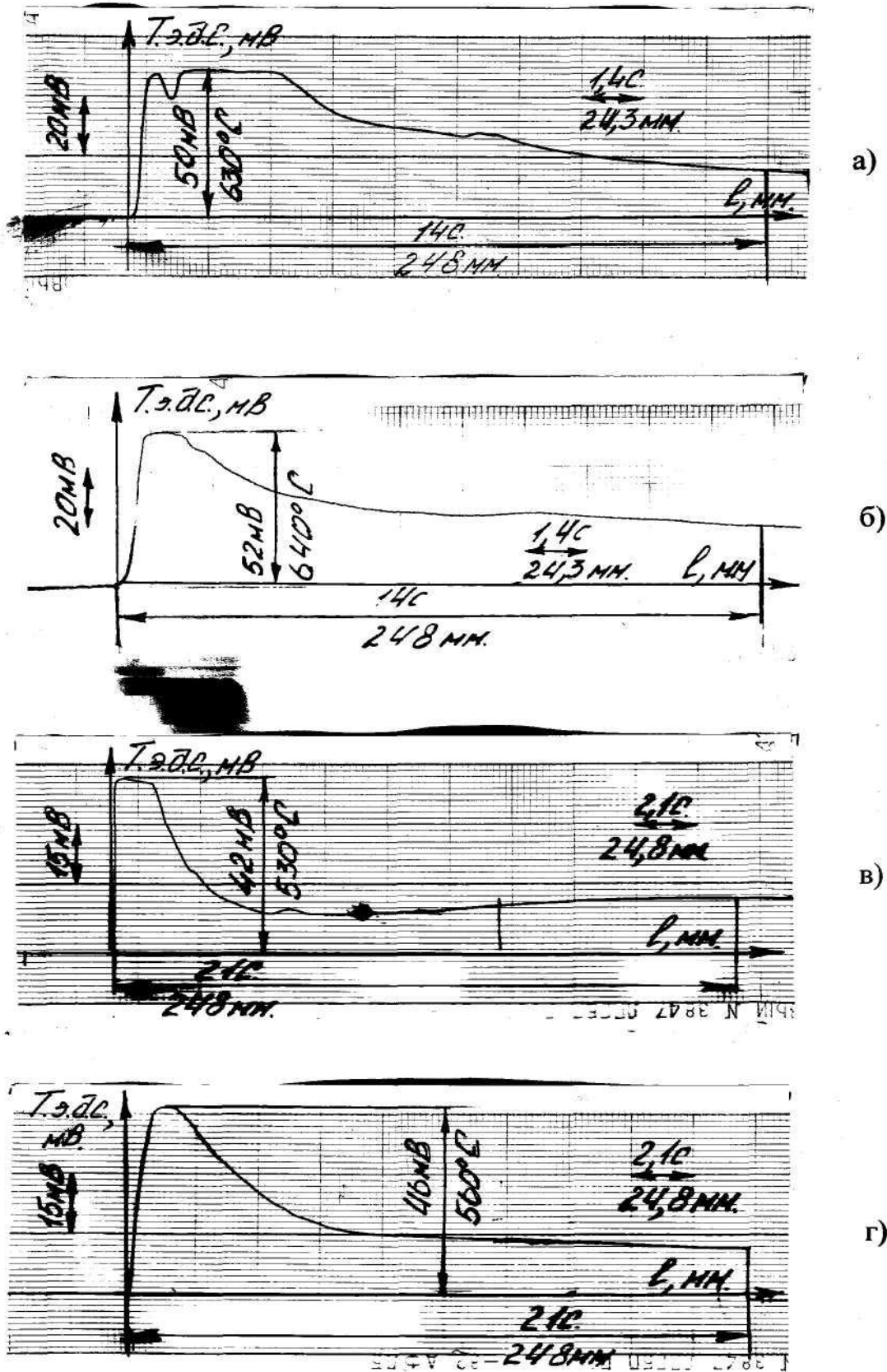
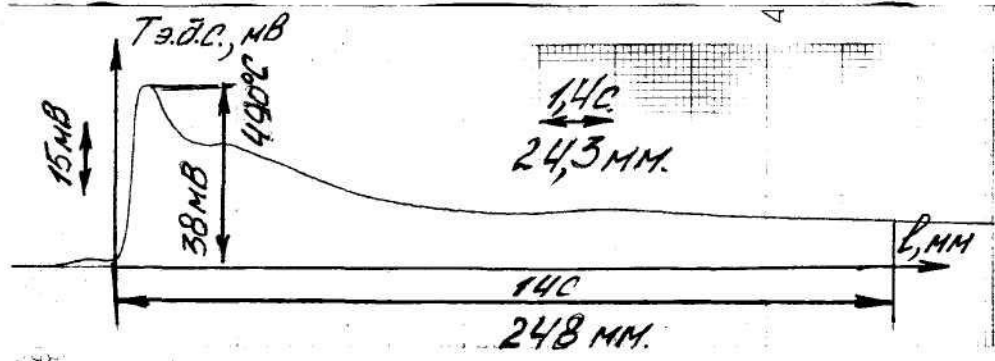
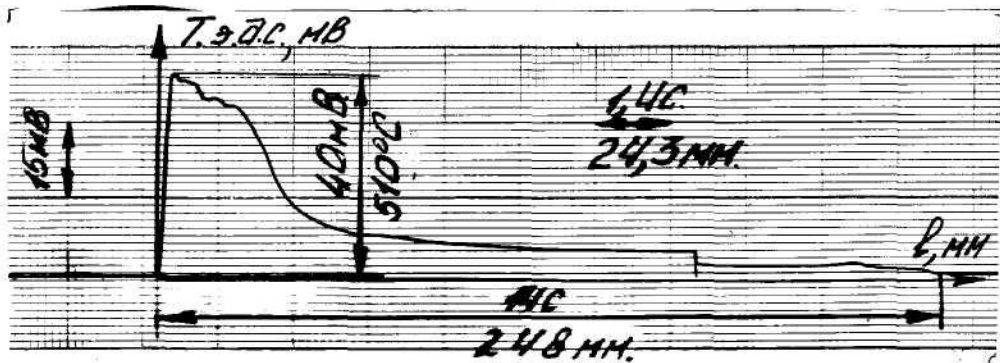


Рис. 6.3.5. Осциллограммы т. э. д. с. по координате обработки, выполненные для различных точек плана, соответствующих значениям факторов X_1 , X_2 , X_3 (табл. 5.3.1)

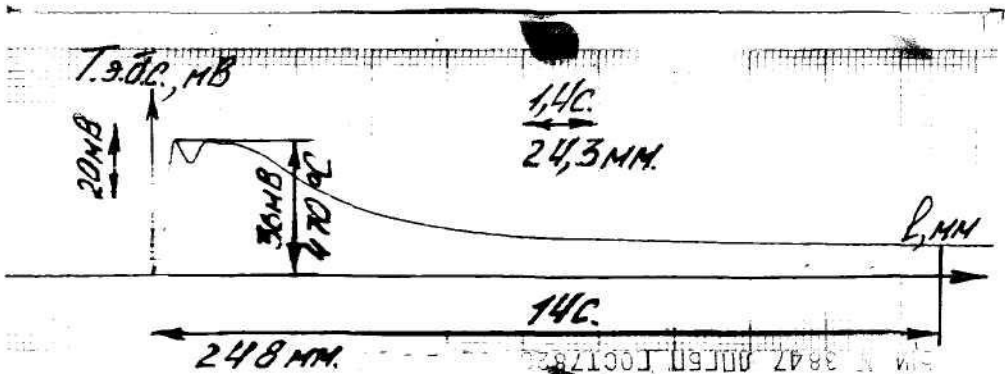
Продолжение рисунка 6.3.5



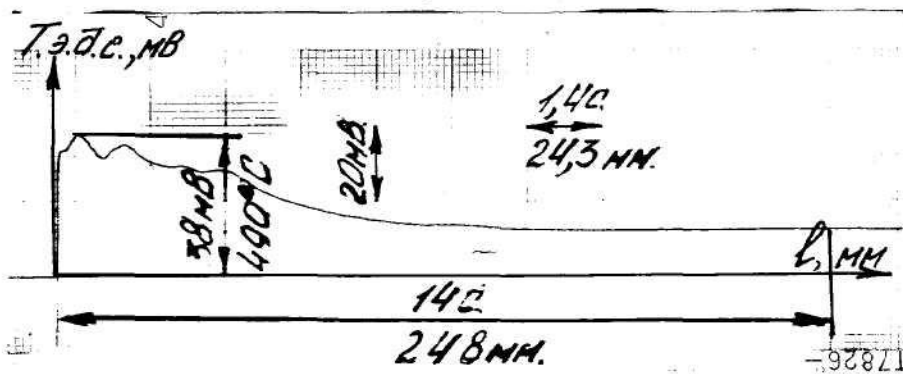
д)



е)



ж)



з)

Условия проведения опытов к осциллограммам на рисунке 6.3.5 приведены в таблице 5.3.1.

Таблица 6.3.1

Условия проведения опытов к осциллограммам на рисунке 5.3.5

№ рисунка	№ точки плана	Факторы			Торец детали	Т.э.д.с., мВ	Температура, °С
		X ₁	X ₂	X ₃			
6.5, а	7	1	1	1	левый	50	630
6.5, б					правый	52	640
6.5, в	14	0	0	0	левый	42	530
6.5, г					правый	46	560
6.5, д	1	1	-1	-1	правый	38	490
6.5, е					левый	40	510
6.5, ж	5	1	-1	1	правый	36	470
6.5, з					левый	38	490

Полученная математическая модель имеет вид:

$$T = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3. \quad (6.3.1)$$

Для левого торца расчетная модель в натуральных величинах

$$T = 535,8 + 34,7 \cdot \frac{V - 0,78}{\Delta_V} + 77 \cdot \frac{\delta - 0,3}{\Delta_\delta} - 12,1 \cdot \frac{v - 0,15}{\Delta_v}, \quad (6.3.2)$$

где V , δ , v – соответственно скорость подачи заготовок, припуск на обработку и разворот в вертикальной плоскости;

$\Delta_V, \Delta_\delta, \Delta_v$ – интервалы варьирования факторами.

$$Y_T(V, \delta, v) := 535,8 + 34,7 \cdot \left(\frac{V - 0,78}{0,32} \right) + 77 \cdot \left(\frac{\delta - 0,3}{0,2} \right) - 12,1 \cdot \left(\frac{v - 0,15}{0,05} \right)^1$$

$$Y_T(V, \delta, v) \begin{array}{l} \text{simplify} \\ \text{float, 4} \end{array} \rightarrow 372,0 + 108,4V + 385,8\delta - 242,2v$$

Расчетные значения температур на левом торце детали для соответствующих точек плана составят:

Для седьмой точки плана

$$Y_T(1.1, 0.5, 0.2) = 635.4$$

Для четырнадцатой точки плана

$$Y_T(0.78, 0.3, 0.15) = 535.8$$

Для первой точки плана

$$Y_T(1.1, 0.1, 0.1) = 505.6$$

Для пятой точки плана

$$Y_T(1.1, 0.1, 0.2) = 481.4$$

Расчетные значения температур на правом торце детали для соответствующих точек плана составят:

$$Y_T(V, \delta, v) \left| \begin{array}{l} \text{simplify} \\ \text{float}, 4 \end{array} \right. \rightarrow 368.7 + 98.13V + 396.5\delta - 194 \cdot v$$

Для седьмой точки плана

$$Y_T(1.1, 0.5, 0.2) = 636.1$$

Для четырнадцатой точки плана

$$Y_T(0.78, 0.3, 0.15) = 535.1$$

Для первой точки плана

$$Y_T(1.1, 0.1, 0.1) = 496.9$$

Для пятой точки плана

$$Y_T(1.1, 0.1, 0.2) = 477.5$$

6.4. Исследование съема припуска и износа шлифовальных кругов.

Исследования съема припуска производились разработанным индуктивным преобразователем. Катушка индуктивности 3 намотана на каркас 4 и находится в корпусе 2. Корпус вместе с обрабатываемой заготовкой 5 закрепляется в загрузочном барабане 1, который осуществляет круговую подачу в зону обработки между двумя ориентированными шлифовальными кругами 6 (рис. 6.4.1).

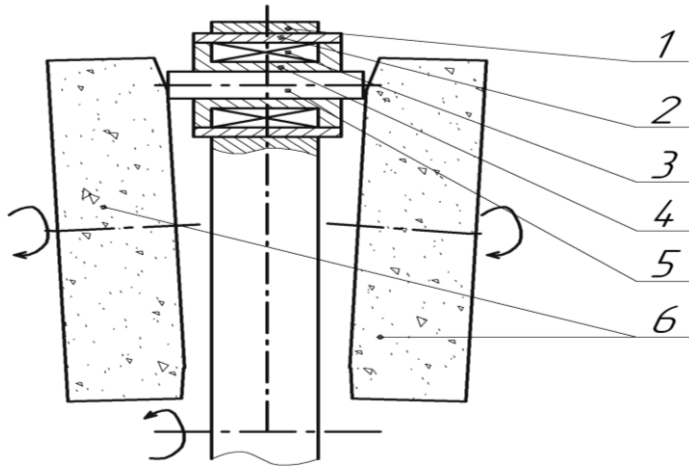


Рис. 6.4.1. Конструкция индуктивного преобразователя

Принципиальная электрическая схема датчика приведена на рисунке 6.4.2.

Измерительной схемой индуктивного преобразователя является симметричная мостовая схема переменного тока, которая работает в режиме отклонения.

Задающий генератор датчика собран на операционном усилителе DA1 и связан с триггером Шмидта, собранным на VT2 и VT3, через эмитерный повторитель на VT1, необходимый для уменьшения влияния нагрузки на частоту задающего генератора.

Преобразователь частоты – потенциал выполнен на элементах D1, D2, C3, R15, C2, R14.

Усилитель постоянного тока, необходимый для преобразования потенциала в пригодный для записи сигнал, выполнен на операционном усилителе DA2, развязанном по выходу эмитерным повторителем на VT4.

Триггер Шмидта необходим для преобразования формы генерируемых колебаний из синусоидальных в прямоугольные.

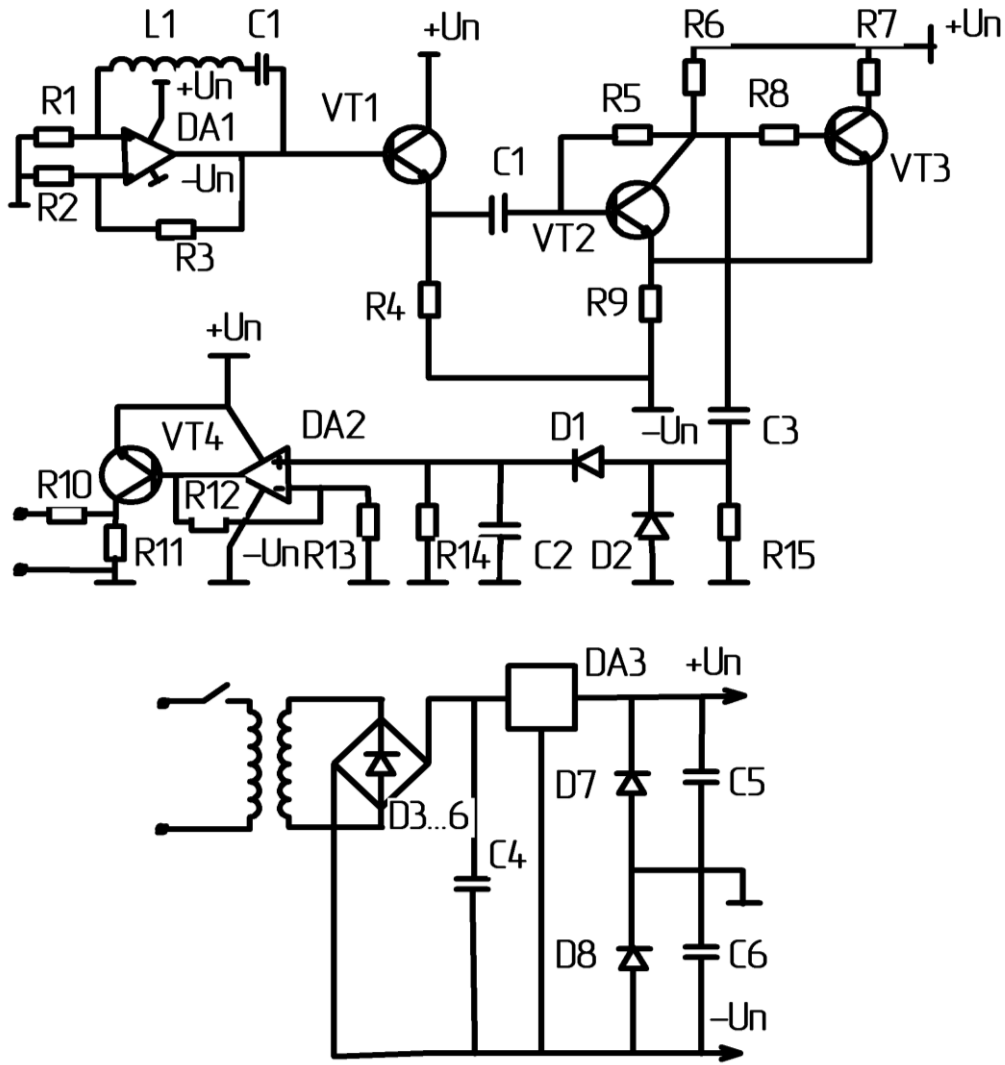


Рис. 6.4.2. Принципиальная электрическая схема датчика активного контроля
 Для тарировки датчика были использованы заготовки постоянного диаметра с различной длиной. Тарировочный график датчика приведен на рисунке 6.4.3.

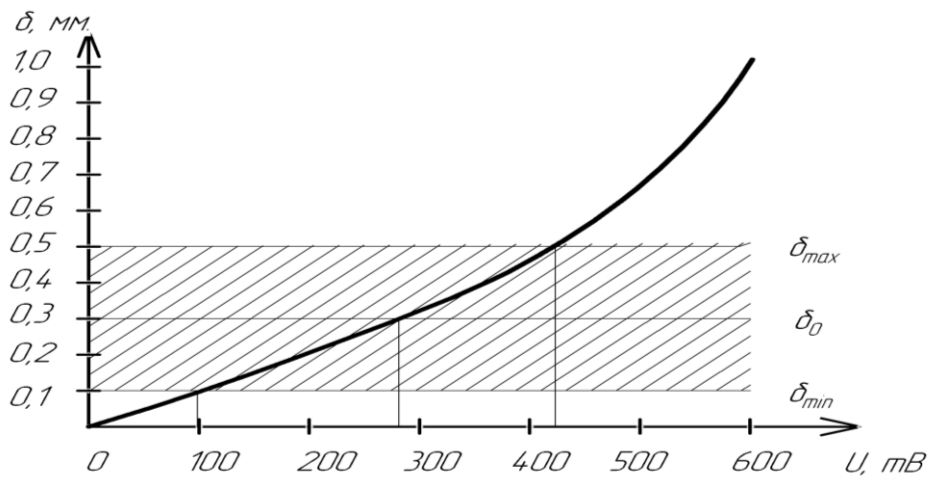


Рис. 6.4.3. Тарировочный график датчика активного контроля

На рисунке 6.4.4 приведена фотография индуктивного преобразователя датчика активного контроля съема припуска.

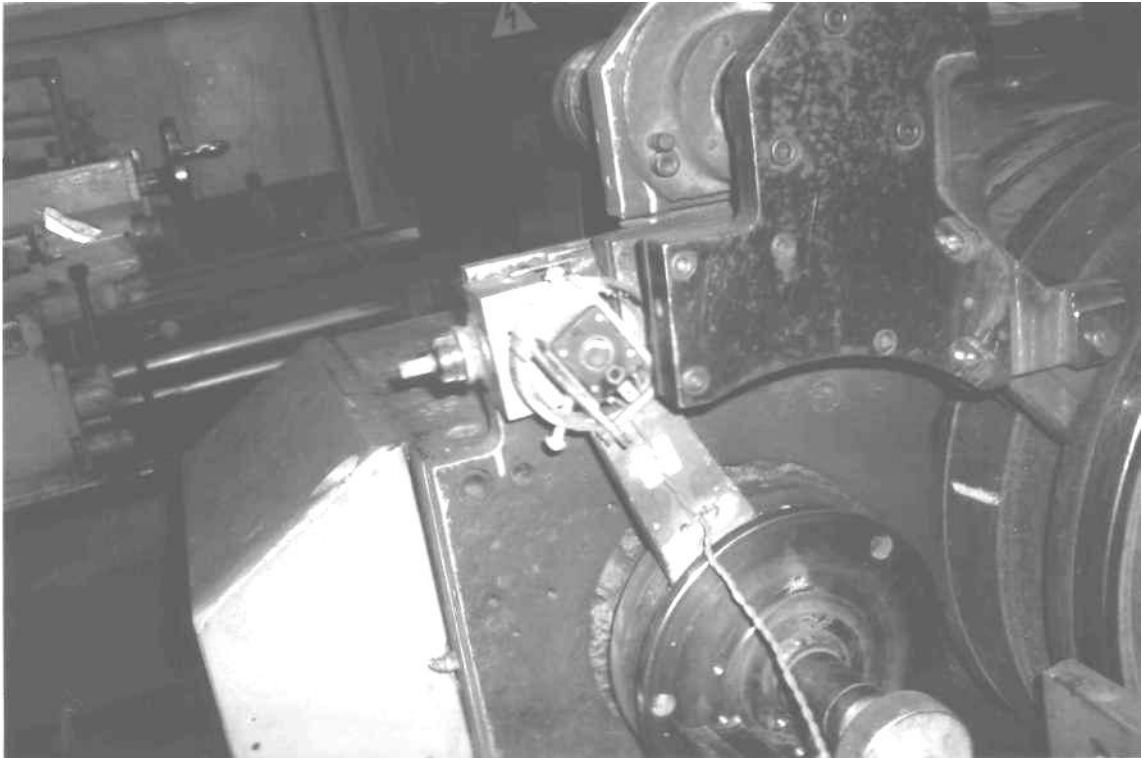


Рис. 6.4.4. Индуктивный преобразователь

На осциллограмме (рис.6.4.5) приведено съём припуска из цилиндрической детали, при глубине резания $t=0,2$ мм, диаметре 20 мм. Обозначенные участки отвечают: до точки 1 – начальной индуктивности катушки; участок 1–3 – изменению индуктивности катушки за счет уменьшения размеров детали; после точки 3 – конечной индуктивности катушки.

Для того, чтоб-бы знать какая мощность затрачивается на срезание припуска в каждый момент времени, были проведены измерения затрачиваемой на шлифование мощности с помощью измерительного преобразователя активной мощности Е859/2. Полученная осциллограмма приведена на рис. 6.4.6.

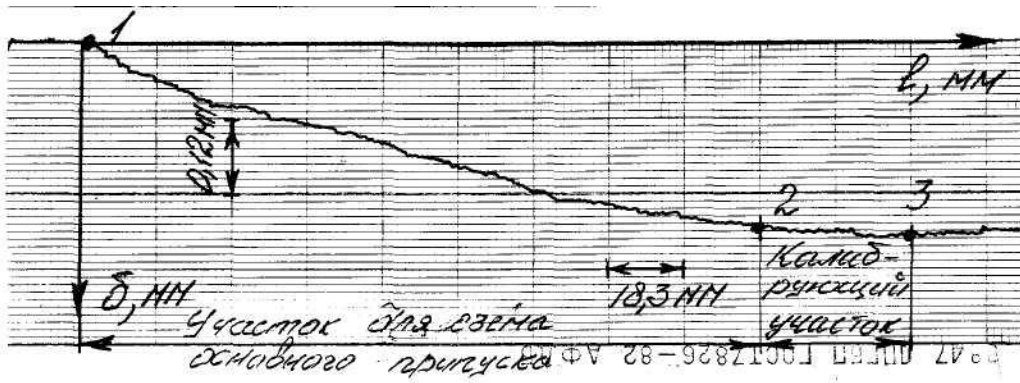


Рис. 6.4.5. Осциллограмма съема припуска δ по углу поворота барабана θ_6

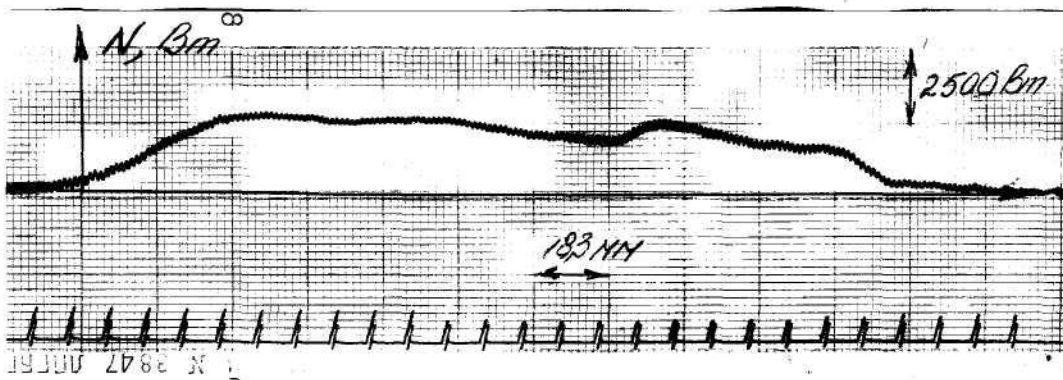


Рис. 6.4.6. Осциллограмма мощности шлифования по углу поворота барабана θ_6

Экспериментально износ круга измерялся с помощью тензометрического датчика (рис. 6.4.7), измерительный щуп которого перемещался по поверхности круга. Данные снимались самописцем Н 3031/1.

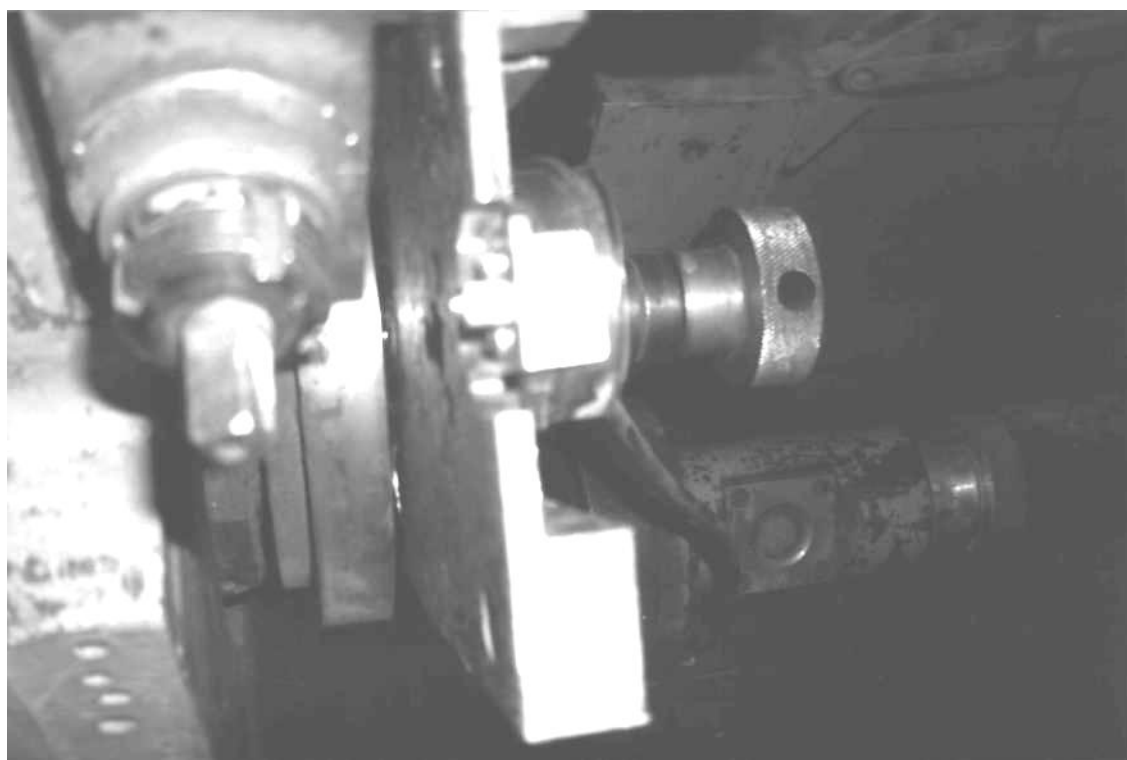
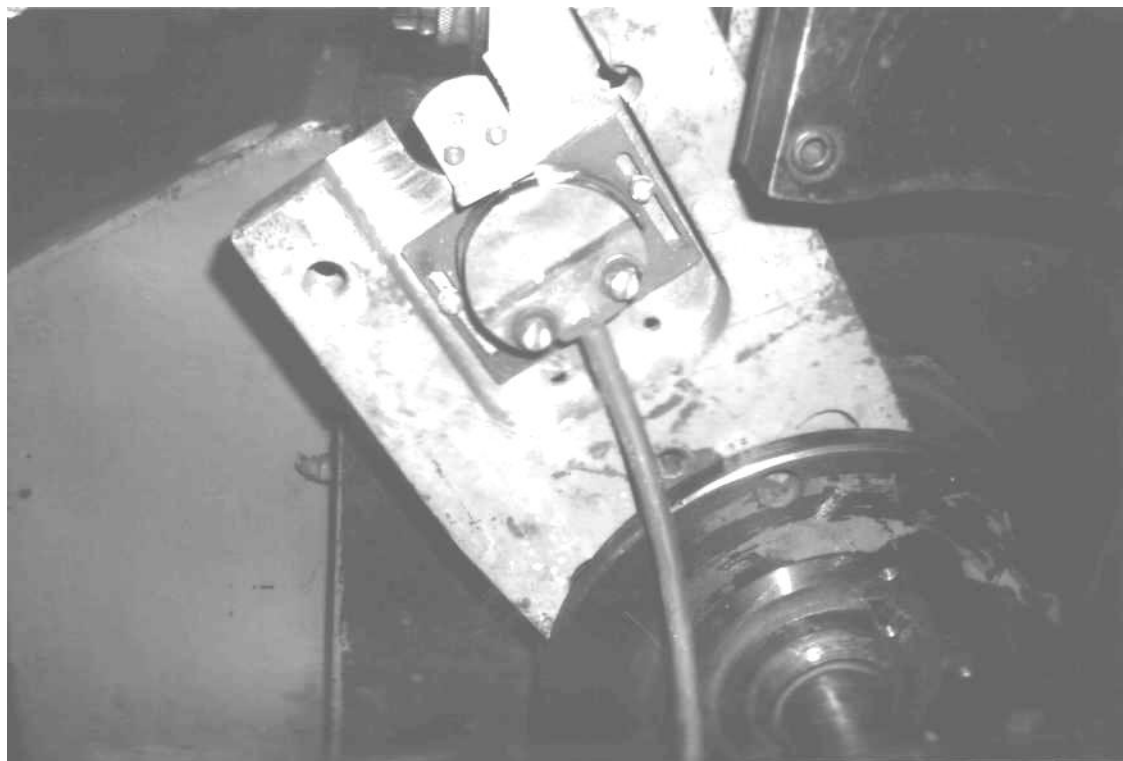


Рис. 6.4.7. Тензометрический датчик для измерения износа профиля круга

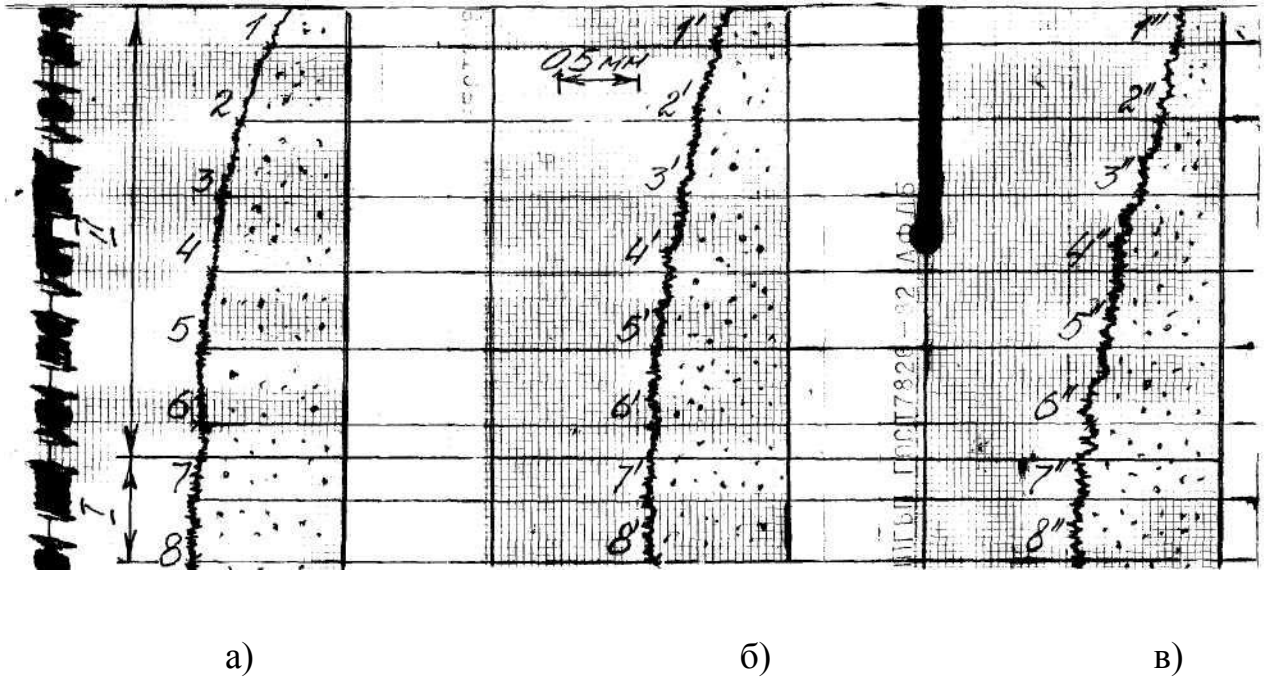


Рис. 6.4.8. Осциллограммы износа профиля правого круга:

а) – после правки; б) – после обработки 200 деталей; в) – после обработки 500 деталей

На рисунке 6.4.8. обозначено: I калибрующий участок на выходе из зоны обработки, II – участок для съема чернового припуска. Как видно из приведенных осциллограмм больше всего изнашивается участок для съема чернового припуска, а калибрующий участок занимает фиксированное положение и мало подвергается износу.

Проведем сравнение полученных экспериментальных данных с расчетными для некоторых параметров шлифования.

Для температуры на торцах детали данные сравнения приведены в таблице 6.4.1.

Таблица сравнения экспериментальных и расчетных значений температуры

№ точки плана	Значение температур $^{\circ}\text{C}$ на левом круге		Расхождение	Значение температур $^{\circ}\text{C}$ на правом круге		Расхождение
	Эксперим.	Расчетн.		Эксперим.	Расчетн.	
7	630	635,4	0,9%	640	636,1	0,6%
14	530	535,8	1,01%	560	535,1	4,5%
1	490	505,6	1,14%	510	496,9	2,5%
5	470	481,4	2,5%	490	477,5	2,8%

Проведем сравнение экспериментальных и расчетных значений для отклонения торца от перпендикулярности и от плоскостности торца. Экспериментальные значения отклонений замерены прибором „TALYROUND” и приведены на осциллограмме рис. 6.4.9.

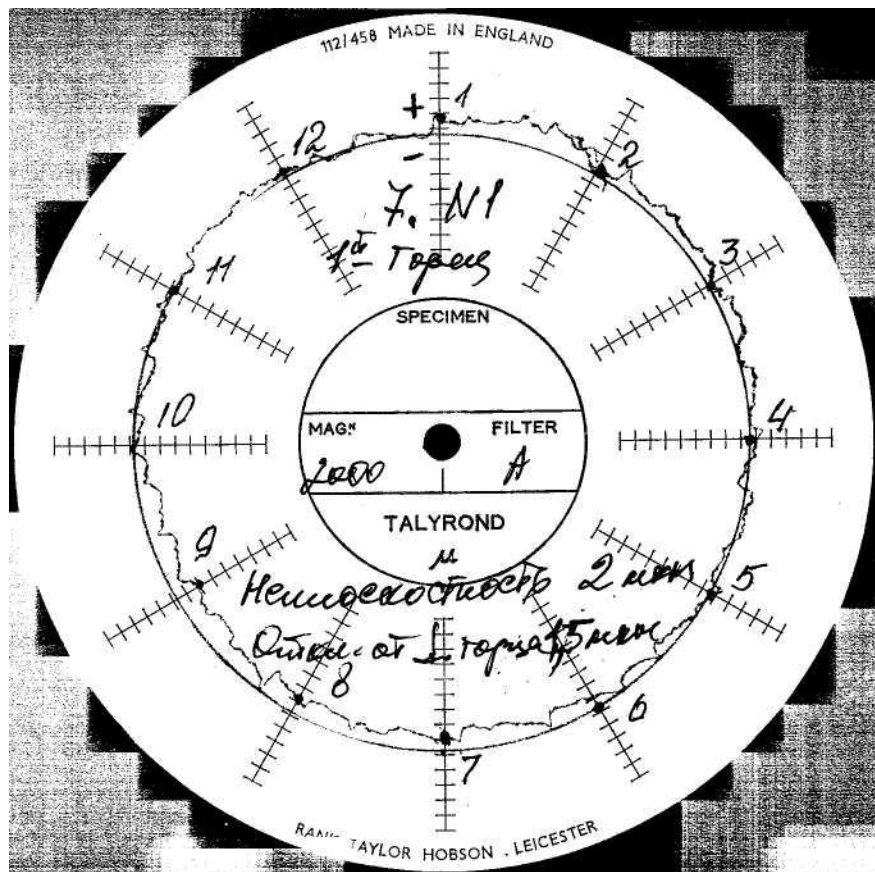


Рис. 6.4.9. Осциллограммы отклонения от перпендикулярности и плоскостности торцевой поверхности

Для определения расчетных значений с осциллограммы введем значения замеренных точек

$$\Delta := (2 \ 1 \ 0 \ 1 \ 0 \ -1 \ -1 \ -1 \ -2 \ 0 \ 0 \ 1) \cdot 10^{-3}$$

По методике, разработанной в разделе 2, составлена программа расчетов отклонения от плоскостности и перпендикулярности в пакете программ MathCAD. Произведем расчеты и построим среднеквадратичную плоскость с измеренными точками рис. 6.4.10.

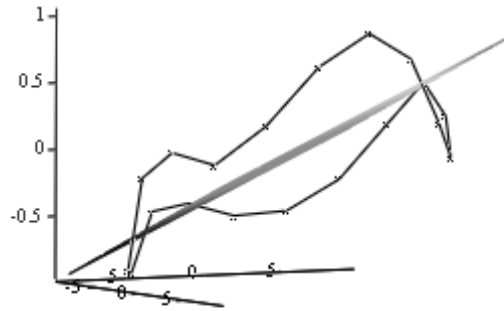


Рис. 6.4.10 Измеренные точки и среднеквадратичная плоскость.

Как видно из рис. 6.4.10 отклонение от перпендикулярности находится в пределах 1,5...2 мкм, что согласуется с экспериментальными данными.

Отклонение от плоскостности торца определяют, развернув систему координат детали до совпадения ее оси с положением нормали к среднеквадратичной плоскости по разности наибольшего и наименьшего значений координат Z. Из приведенных расчетов оно составляет около 2мкм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В монографии показано, что целенаправленное управление скрещиванием осей абразивных кругов и обрабатываемых деталей имеет мощный потенциал влияния на процессы формообразования поверхностей, физико-механические явления, которые происходят в зоне шлифования, характер и интенсивность износа инструмента, точность и качество обработки деталей.

Комбинированная правка дает возможность разбить снимаемый припуск между черновым и чистовым участками и максимально увеличить длину дуги контакта деталей с кругом. В результате правки образуется калибрующий участок, который не принимает участие в съеме припуска при входе в зону обработки. Далее в цикле шлифования участвует центральный участок круга, а окончательная точность формируется калибрующим участком на выходе из зоны обработки.

Длина калибрующего участка должна быть не меньше диаметра обрабатываемой детали, но делать ее слишком большой нецелесообразно, поскольку точность при этом фактически не увеличивается, а длина линии контакта детали с кругом уменьшается.

Определенно рациональное соотношение между углами ориентирования кругов в вертикальной ν и горизонтальной γ плоскостях $\gamma = 1,57 \cdot \nu$.

Для повышения точности обработки необходимо, чтобы обрабатываемая заготовка обернулась на калибрующем участке не меньше одного раза. Для управления вращением заготовок в процессе обработки предложено устройство, которое обеспечивает фиксирование деталей на участке для срезания черного припуска за счет чего увеличивается зона контакта торцов детали с инструментом и достигается максимальная производительность и принудительное вращение детали на калибрующем участке, которое способствует повышению точности

Предложена математическая модель повышения точности обработки за счет варьирования функцией формообразования станка. Настройка станка осуществляется осевой подачей пинолей шлифовальных бабок и коррекцией угла их ориентации в горизонтальной плоскости при заданном значении угла ориентации в вертикальной плоскости, которое обусловлено производительным съемом припуска.

Локальная, мгновенная и средняя производительность обработки определяется проекцией вектора скорости относительного движения на направление вектора единичной нормали к поверхности круга и учитывает ориентацию шлифовальных кругов в горизонтальной и вертикальной плоскостях и вращение заготовок в зоне обработки. Интенсивность срезания припуска на калибрующем участке почти в четыре раза ниже, чем на участке для чернового припуска. Предложена новая концепция и устройство измерения срезаемого во время обработки припуска, в закрытой зоне между двумя шлифовальными кругами.

Разработана методика определения и получены расчетные формулы для сил резания с учетом не только зерен которые срезают, но и деформируют металл, что дает возможность спрогнозировать точность обработанных деталей. Предложены уравнения для определения износа на участке для срезания чернового припуска и на калибрующем участке с учетом объема металла, который подводится.

Теплонапряженность процесса торцевого шлифования намного выше из-за большого количества абразивных зерен, участвующих в резании. Получено адекватное уравнение математической модели теплонапряженности торцевого шлифования при скрещающихся осях детали и круга с калибрующим участком, позволяющее установить закономерность изменения температуры по времени и длине заготовки. С помощью разработанной модели можно управлять теплонапряженностью процесса путем выбора рациональной ориентации и профилирования кругов.

При шлифовании температура может превышать критические точки и в металле возможны структурные изменения. Соотношение структурных составляющих аустенита и мартенсита в поверхностном слое определяет знак и величину остаточных напряжений, возникающих при шлифовании закаленных сталей. По методике академика Н.Н. Давыденкова определено полное остаточное напряжение и построен график распределения напряжений в поверхностном слое образца. При выбранных условиях в образце преобладают остаточные напряжения сжатия, наибольшая величина которых находится на глубине около 40мкм.

Динамические параметры шпиндельного узла непосредственно влияют на точность формы обрабатываемой поверхности, ее шероховатость, интенсивность износа режущего инструмента. Методом начальных параметров в работе произведен динамический расчет шпиндельного узла и установлены области его безрезонансной работы, построена амплитудно-фазовая частотная характеристика и формы колебаний системы.

На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований разработан эффективный способ плоского торцевого шлифования со скрещивающимися осями детали и круга с калибрующим участком, который обеспечивает повышение производительности за счет увеличения длины линии контакта детали с кругом и управления вращением заготовок и увеличение точности за счет выделения формообразующего участка .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Андрианова И.А. Влияние тепловых деформаций на положение шлифовальных кругов торцешлифовального станка / И. А. Андрианова, С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1982.– №9.– С. 6–7.
2. Андрианова И. А. Повышение точности двустороннего торцового шлифования путем стабилизации температуры СОЖ. /И. А. Андрианова, С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1984.– №1.– С. 22–24.
3. А.с. 1553340 СССР, МКИ В 24 В 7/10. Устройство для шлифования торцов пружин. / А. В. Фильчиков, Э. В. Макаревич. – Оpubл. в Б.И., 1964, N12.
4. А.с. 1204370 СССР, МКИ В24D 5/14. Шлифовальный круг. / В.М. Прокофьев. – Оpubл. в Б.И., 1979, N2.
5. А.с. 645817 СССР, МКИ В24В 7/16. Устройство для шлифования торцов цилиндрических деталей. /В. И. Ветров, Е. А. Бабкин. – Оpubл. в Б.И., 1979, N5.
6. А.с. 654849 СССР, G 01 В 5/30. Способ определения напряжений в поверхностных слоях тела. / Москва: НПО Государственного комитета СССР по делам изобретений и открытий, 1979 – 4с.
7. А.с. 707777 СССР, МКИ В24В 7/16. Станок для одновременного шлифования торцов пружин. / А. Ф. Назаров, Е. А. Репин. – Оpubл. в Б.И., 1980, N1.
8. А.с. 837777 СССР, МКИ В24В 7/16. Устройство для обработки торцов пружин. /Ю. М. Монахов, Л. А. Лиокумович, В. М. Спиридонов, В. А. Бутусов. – Оpubл. в Б.И., 1981, N22.
9. А.с. 889390 СССР, МКИ В24В 7/16. Вертикальный двухшпиндельный шлифовальный станок. / Л. И. Захарова, В. И. Калинин, Э. В. Макаревич, А. В. Фильчиков. – Оpubл. в Б.И., 1981, N46.
10. А.с. 891355 СССР, МКИ В24В 7/16. Двусторонний торцешлифовальный станок. / Э. В. Макаревич, А. В. Фильчиков, В. А. Журавлев. – Оpubл. в Б.И., 1981, N47.

11. А.с. 903083 СССР, МКИ В24В 7/16. Устройство для обработки изделий на торцешлифовальном станке. / Ю. В. Дмитриев, В. Б. Гандельсман. – Оpubл. в Б.И., 1982, N5.
12. А.с. 1093494 СССР, МКИ В24В 7/16. Станок для шлифования торцов пружин. / Ю. Г. Муцук, О. А. Куликов. – опубл. в Б.И., 1982, N19.
13. А.с. 975341 СССР, МКИ В24В 7/16. Станок для шлифования торцов витых пружин. / Ю. Г. Муцук, О. А. Куликов. – Оpubл. в Б.И., 1982, N43.
14. Байор Б. Н. Повышение точности обработки на двустороннем торцешлифовальном станке / Б. Н. Байор, С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1974.– №12.– С. 12–13.
15. Бейзельман Р.Д. Подшипники качения: Справочник / Р.Д. Бейзельман, Б. В. Цыпкин, Л.Я. Перель.–М.:Машиностроение, 1975.–572с.
16. Беззубенко Н. К. Траектория движения абразивного зерна шлифовального круга при внутреннем и наружном круглом шлифовании. / Н. К. Беззубенко, П. Г. Матюха, В. П. Цокур, Н. П. Олейников // Резание и инструмент.– 1974.– № 11.– С. 8–14.
17. Бурмистров В. В. Влияние геометрии схемы шлифования на распределение удаляемых объемов материала припуска вдоль образующей круга и качество поверхностного слоя детали / В. В. Бурмистров, В. В. Гусев // Резание и инструмент.– 1991.– № 45.– С. 3–9.
18. Вайнер Л. Г. Рациональная форма рабочей зоны при двустороннем шлифовании торцов цилиндрических роликов / Л. Г. Вайнер, С. С. Шахновский // Обработка резанием.– 1984.– N1.– С. 1–5.
19. Волосов С.С. Приборы для автоматического контроля в машиностроении / С. С. Волосов, Е. И. Педь.– М.: Машиностроение, 1970.–310с.
20. Гавриш А. П. Финишная алмазно-абразивная обработка магнитных материалов / Гавриш А. П. – Киев: Изд-во при Киевск. ун-те, 1983.– 72 с.
21. Грабченко А. И. О расширении технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко// Резание и инструмент.– 1981.– № 26.– С. 69–74.

22. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / Грабченко А. И. – Харьков: Вища школа, 1985.– 184 с.
23. Грановский Г. И. Обработка результатов экспериментальных исследований резания металлов / Грановский Г. И.– М.: Машиностроение, 1982.– 296с.
24. Грановский Г. И. Резание металлов: учебник для вузов. / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский.– М.: Высш. шк., 1985.– 384 с.
25. Диттман К. Высокоскоростное шлифование – современный метод обработки металлов резанием / К. Диттман, К. Гюринг (ФРГ) //Станки и инструмент.– 1988.– N12.– С. 21–24.
26. Душинский В. В. Оптимизация технологических процессов в машиностроении / Душинский В. В.– Киев: Техника, 1977.– 176 с.
27. Кальченко В.И. Научные основы шлифования криволинейных поверхностей с управляемой ориентацией абразивного инструмента: диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук / Кальченко Виталий Иванович.– Харьков: ХГПУ, 1995.–475с.
28. Кальченко В. В. Глубинное одновременное шлифование двух торцов пружины / В. В. Кальченко, В. И. Кальченко, А. В. Рудик // Ресурсо-и энергосберегающие технологии в машиностроении: тезисы докладов на конференции.– Одесса: Знание, 1995.– С. 18–19.
29. Расчет производительности шлифования / Кальченко В. В.– Чернигов, 1996.– 23 с.–Деп. в ГНТБ Украины, N1307 УК 96.
30. Кальченко В. В. Профілювання орієнтованих шліфувальних кругів. / В. В. Кальченко //Вісник Чернігівського технологічного інституту.– 1997.– №3.– С. 14–19.
31. Патент Украины N97126463 B24B 5/04 Спосіб шліфування торців циліндричних деталей / Кальченко В. В.– Опубл. 30.12.97
32. Патент Украины N97126461 B24D 5/06 “Шліфувальний круг” / Кальченко В. В.– Опубл. 30.12.97
33. Кальченко В. В. Повышение геометрической точности двустороннего шлифования торцов цилиндрических деталей ориентированным инструментом / В.

В. Кальченко // Резание и инструмент в технологических системах.– 1997.– №56.– С. 116–118.

34. Кальченко В.В. Підвищення ефективності двостороннього шліфування торців циліндричних деталей орієнтованими абразивними кругами: дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук / Кальченко Володимир Віталійович.–Харків, 1998.– 142с.

35. Кальченко В. В. Формоутворення торців циліндричних деталей, що не обертаються під час обробки профільованими і орієнтованими кругами / В. В. Кальченко, Г. В. Пасов // Вісн. Черніг. технол. і-ту .– 1999.–№9.– С. 11–17.

36. Кальченко В. В. Визначення потужності шліфування орієнтованим інструментом / В. В. Кальченко //Вісн. Черніг. технол. і-ту.– 1999.– №9.– С. 120–126.

37. Кальченко В. В. Визначення температур на торцях циліндричної деталі при двосторонньому шліфуванні профільованими і орієнтованими кругами /В. В. Кальченко, Г. В. Пасов //Вісн. Черніг. технол. і-ту. –2000.– №10.– С. 13–17.

38. Кальченко В. В. Вплив орієнтації пружини на потужність і сили різання при одночасному шліфуванні її торців /В. В. Кальченко, В. Ю. Лясота // Вісн. Черніг. технол. і-ту.– 2000.– №10.– С. 86–91

39. Кальченко В. В. Експериментальне дослідження форми робочої зони при двосторонньому торцевому шліфуванні з круговою подачею деталей / В. В. Кальченко, А. В. Рудик., В. І. Венжега // Вісник Чернігівського державного технологічного університету .– 2005.– Вип.25.– С. 62 – 67.

40. Кальченко В.В. Научные основы эффективного шлифования со скрещивающимися осями абразивного инструмента и обрабатываемой детали: диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук / Кальченко Владимир Витальевич.–Харьков, 2006.– 489 с.

41.. Патент Украины N97126462 B24B 5/04 Спосіб шліфування циліндричних і торцевих поверхонь./ Кальченко В. І., Кальченко В. В. – Опубл. 30.12.97.

42. Кальченко В. І. Визначення товщини зрізуючого шару під час шліфування орієнтованим інструментом / В. І. Кальченко, А. В. Рудик , В. В. Кальченко // Вісн. Черніг. технол. і-ту .–1997.– №3.– С. 23–27.

43. Кальченко В. І. Експериментальне дослідження складових сили різання при шліфуванні орієнтованим інструментом / В. І. Кальченко, В. М. Ключниченко, А. В. Рудик // Вісн. Черніг. технол. і-ту .– 1997.– №4.– С. 86–92.

44. Кальченко В. І. Знос профіля орієнтованого шліфувального круга та його контроль / В. І. Кальченко, В. Ю. Лясота // Вісн. Черніг. технол. і-ту .– 1998.– №6.– С. 197–204.

45. Кальченко В. І. Теоретичні дослідження товщини зрізуємого шару при шліфуванні циліндричних поверхонь орієнтованим інструментом / В. І. Кальченко, А. В. Рудик, В. М. Ключниченко, В. В. Кальченко // Вісн. Черніг. технол. і-ту .– 1999.– №9.– С. 111–118.

46. Кальченко В. І. Контроль зняття припуску під час обробки на двохсторонніх торцешліфувальних верстатах / В. І. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. І. Венжега // Высокие технологии: тенденции развития.: материалы XIV международного научно-технического семинара (Харьков-Алушта, 12-17 сентября 2005 г.). – Харьков: НТУ „ХПИ”, 2005.– С.5–7.

47. Кальченко В. И. Модульное трехмерное геометрическое моделирование формообразования поверхностей при шлифовании со скрещивающимися осями круга и детали / В. И. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. И. Венжега В.И // Высокие технологии: тенденции развития.: материалы XIV международного научно-технического семинара (Харьков–Алушта, 12-17 сентября 2005 г.).– Харьков: НТУ „ХПИ”, 2005.– С. 8 – 10.

48. Кальченко В. І. Контроль зняття припуску з деталей, які обертаються під час обробки, на двохсторонніх торцешліфувальних верстатах /В. І. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. І. Венжега В. //Резание и инструмент в технологических системах: межд. науч.-техн. сборник. – Харьков: НТУ „ХПИ”.– 2005 – Вып. 68.–С. 241 – 246.

49. Кальченко В. И. Определение составляющих силы резания при шлифовании ориентированным абразивным инструментом / В. И. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. И. Венжега // Резание и инструмент в технологических

системах: межд. науч.-техн. сборник.– Харьков: НТУ „ХПИ”.– 2005. – Вып. 69.– С. 105 – 110.

50. Кальченко В. И. Повышение производительности шлифования поверхностей со скрещивающимися осями инструментов и деталей / В. И. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. И. Венжега // Високі технології в машинобудуванні: збірник наукових праць. – Харків: НТУ „ХПИ”.– 2006.– Вип. 1(12).– С. 193 – 200.

51. Кальченко В. И. Модульное 3D моделирование формообразующих систем станков при шлифовании со скрещивающимися осями кругов и деталей / В. И. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. И. Венжега // Резание и инструмент в технологических системах: межд. науч.-техн. сборник.– Харьков: НТУ „ХПИ”.– 2006.– Вып. 70.–С. 216 – 223.

52. Кальченко В.И. Дослідження процесу однопрохідного двостороннього шліфування / В. І. Кальченко, В. В. Кальченко, А. В. Рудик, В. І. Венжега // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. – 2006. – № 28.– С.35 – 44

53. Картавов С. А. Технология машиностроения / Картавов С. А.– Киев: Вища школа, 1974.– 270 с.

54. Кашук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кашук, А. Б. Верещагин.–М.: Машиностроение, 1988.–480с.

55. Ключниченко В. Н. Визначення температур при шліфуванні орієнтованим інструментом / В. Н. Ключниченко, А. В. Рудик // Вісн. Черніг. технол. і-ту .– 1997.– №4.– С. 58–68.

56. Ключниченко В. Н. Теоретические и экспериментальные исследования износа профиля абразивного ориентированного круга / В. Н. Ключниченко, В. И. Венжега, Г. В. Пасов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: международный сб. научных трудов: специальный выпуск. Материалы V Международной научно-технической конференции: ”Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века” в г. Севастополе 8-11 сентября 1998г. В 3-х томах. Т.2. – Донецк: Дон. ГТУ.– 1998.– Вып 6.– С. 69–71.

57. Козлов Б. А. Исследование сил резания при двустороннем торцевшлифовании / Б. А. Козлов, А. М. Кузнецов // Станки и инструмент.– 1973.– N7.– С. 28-29.
58. Комиссаржевская В. Н. Высокопроизводительное шлифование / В. Н. Комиссаржевская, М. З. Лурье .– М.: Машиностроение, 1976.– 143с.
59. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей /Корчак С. Н. – М.: Машиностроение, 1974.– 280 с.
- 60.Кудинов В.А. Динамика станков /Кудинов В.А. – М.: Машиностроение, 1967.– 359с.
61. Кузьменкова Ф. М. Исследование износа шлифовальных кругов при двустороннем плоском шлифовании / Ф. М. Кузьменкова, В. А. Тихонов // Прогрессивная технология машиностроения.– 1972.– N4.– С. 85–87.
62. Литовченко П. И. Структурное математическое описание процессов формообразования резанием деталей сложной формы / П. И. Литовченко, В. Ф. Титаренко // Резание и инструмент.– 1991.– Вып.46.– С. 81–85.
- 63.Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье.– М.: Машиностроение, 1969.– 172с.
64. Лурье Г. Б. Шлифовальные станки и их наладка / Г. Б. Лурье, В. Н. Комиссаржевская.– М.: Высшая школа, 1976.– 415 с.
65. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Маслов Е. Н. – М.: Машиностроение, 1974.– 319 с.
66. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирования технологических процессов / Маталин А. А. – Л.: Машиностроение, 1970.– 319 с.
67. Матюха П. Г. Научные основы стабилизации основных выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: диссертация докт. технических наук / Матюха П. Г. – Донецк, 1996.
68. Миндлин Я. Б. Централизованная подготовка абразивного инструмента к работе / Я. Б. Миндлин, В. А. Кащук // Станки и инструмент.– 1988.– №4.– С. 23.

69. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов / Мишнаевский Л. Л.– Киев: Наукова думка, 1982.– 132с.
70. Муцянюк В. И. Основы выбора шлифовальных кругов и подготовка их к эксплуатации / Муцянюк В. И.– Л.: Машиностроение, 1987.–276с.
71. Орлов П. Н. Двусторонняя абразивная обработка заготовок фотошаблонов / П. Н. Орлов, В. В. Щербаков // Станки и инструмент.– 1977.– №1.– С.14–16.
72. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / Островский В. И. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981.–144с.
73. Пасов Г. В. Повышение точности шлифования торцев за счет ориентации профилированного круга и учета его текущего износа: автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук / Г. В. Пасов.–Харьков, 2000.–19с.
74. Патент (Японии) N50-636В 24 В 53/00 Способ правки шлифовального круга / Тоеда Коки К. К. – Оpubл. 1976, Бюл.8.
75. Перепелица Б. А. Общие уравнения движения в применении к образованию поверхности резания / Перепелица Б. А // Резание и инструмент.– 1971.– Вып. 4.– С. 107–111.
76. Перепелица Б. А. Приложение многопараметрических функций движения к задаче формообразования цилиндрической поверхности / Перепелица Б. А. // Резание и инструмент.– 1974.– Вып. 11.– С. 48–54.
77. Подзей А. В. Технологические остаточные напряжения /Подзей А. В.– Г.: Машиностроение, 1973.– 216с.
78. Польшаков В. И. Обработка нелинейных поверхностей шлифованием на станках с ЧПУ / В. И. Польшаков, А. А. Григорьев, В. И. Венжега //Улучшение качества работы промышленных предприятий: тезисы докладов республиканской научно-технической конференции.– Луцк: ЛИИ.– 1991.– С. 16–19.
79. Польшаков В. И. Механизм загрузки многогранных неперетачиваемых пластин при шлифовании опорных поверхностей на двухшпиндельных торцешлифовальных станках / В. И. Польшаков, А. А. Григорьев, В. И. Венжега

//Технологія та автоматизація машинобудування.– К.: Техніка.– 1992.– Вип. 49.– С. 68–70.

80. Польшаков В. И. Теоретические и практические основы высокопроизводительного торцевого шлифования тяжелообрабатываемых материалов: автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора технических наук / В. И. Польшаков.– Киев, 1998.– 33с.

81. Пупань Л. И. Влияние обработки шлифованием на микромеханические характеристики высокопрочных хрупких материалов / Л. И. Пупань, В. И. Кононенко, А. И. Грабченко, В. В. Полищук // Резание и инструмент.– 1991.– Вып. 45.–С. 25–33.

82. Раб А. Ф. Аналитическое описание механизма износа алмазного круга / А. Ф. Раб, Ф. В. Новиков // Резание и инструмент.– 1983.– N29.– С. 15-23.

83. Райт В. В. Работоспособность торцевых высокопористых шлифовальных кругов на бакелитовой связке. / В. В. Райт // Абразивы: экспресс-информ.–М.: НИИмаш.– 1981.– №1.

84. Резников А. Н. Абразивная и алмазная обработка материалов / Резников А. Н.– М.: Машиностроение, 1977.– 392 с.

85. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / Резников А. Н. – М.: Машиностроение, 1981.– 279с.

86. Резников А. Н. Тепловые процессы в технологических системах: учебник для вузов / А. Н. Резников, Л. А. Резников.– М.: Машиностроение, 1990.–288 с.

87. Решетов Д. Н. Точность станков / Д. Н. Решетов, В. Т. Портман.– М.: Машиностроение, 1985.– 320 с.

88. Родин П. Р. Основы формообразования поверхностей резанием / Родин П. Р. – Киев: Вища школа, 1977.– 192 с.

89. Розенберг А. М. Элементы теории процесса резания металлов / Розенберг А. М. – М.: Машгиз, 1956.– 319 с.

90. Рудик А. В. Визначення составляючих сили різання при шліфуванні орієнтованим інструментом / А. В. Рудик, В. М. Ключниченко, В. В. Кальченко // Вісн. Черніг. технол. і-ту.– 1996.– №1.– С.28–31.

91. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / Рыбицкий В. А.– Киев: Наукова думка, 1980.– 224 с.
92. Рыжов Э. В. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий, И. Х. Чеповецкий.– Киев: Наукова думка, 1979.– 25 с.
93. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский.– К.: Техніка, 1974.– 180 с.
94. Семко М. Ф. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб.– Киев: Техника, 1978.– 192с.
95. Силин С. С. Оптимизация технологии глубинного шлифования / С. С. Силин, Б. Н. Леонов, В. А. Хрульков.– М.: Машиностроение, 1989.– 120 с.
96. Сипайлов В. А. Тепловые процессы и управление качеством поверхности / Сипайлов В.А.– М.: Машиностроение, 1978.– 167 с.
97. Сухарев В. М. Двустороннее шлифование / В. М. Сухарев, А. С. Денисов.– К.: Техніка, 1977.– 80 с.
98. Узунян М. Д. Высокопроизводительное шлифование безвольфрамовых твердых сплавов / М. Д. Узунян, Краснощек Ю.С. – М.: Машиностроение, 1988.– 80 с.
99. Филимонов Л. Н. Стойкость шлифовальных кругов / Филимонов Л. Н.– Л.: Машиностроение , 1973.– 136 с., ил.
100. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Филимонов Л. Н. – Л.: Машиностроение, 1979.– 248 с., ил.
101. Филимонов Л. Н. Плоское шлифование /Филимонов Л. Н.– Л.: Машиностроение, 1985.– 109 с., ил.
102. Филимонов Л. Н., Звонковских В. В. Глубинное шлифование пазов /Л. Н. Филимонов, В. В Звонковских // Станки и инструмент.– 1986.– N4.– С. 27–28.
103. Чеповецкий И. Х. Микрогеометрия и угол атаки профиля алмазно - абразивного инструмента / И.Х. Чеповецкий // Резание и инструмент.– 1980.– № 23. – С. 58–61.
104. Чеповецкий И. Х. Основы финишной алмазной обработки

/ Чеповецкий И.Х. – Киев: Наукова думка, 1980.– 468 с.

105. Шахновский С.С. Мощность при двустороннем торцешлифовании / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1972.– №3.– С.18–20.

106. Шахновский С.С. Силы при двустороннем торцешлифовании / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1973.– №1.– С.20–21.

107. Шахновский С. С., Байор Б. Н. Повышение точности обработки на двустороннем торцешлифовальном станке / С. С. Шахновский, Б. Н. Байор // Станки и инструмент.– 1974.– №12.– С.23–25.

108. Шахновский С.С. Формообразование поверхности при двустороннем плоском шлифовании / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1982.– №7.– С. 8–9.

109. Шахновский С. С., Андрианова И. А. Влияние тепловых деформаций на положение шлифовальных кругов торцешлифовального станка / С. С. Шахновский, И. А. Андрианова // Станки и инструмент.– 1982.– №9.– С. 20–21.

110. Шахновский С. С. Погрешности торцов колец подшипников при двустороннем плоском шлифовании / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1983.– №1.– С. 27–30.

111. Шахновский С. С., Вайнер Л. Г. Рациональная форма рабочей зоны при двустороннем шлифовании торцов цилиндрических роликов / С. С. Шахновский, Л. Г. Вайнер // НИИмаш.– 1984.– №1.– С. 19–21.

112. Шахновский С. С., Вайнер Л. Г. Повышение точности шлифования торцов ролика / С. С. Шахновский, Л. Г. Вайнер // Станки и инструмент.– 1985.– №5.– С. 4–6.

113. Шахновский С. С. Методика настройки двустороннего торцешлифовального станка / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1985.– №8.– С. 18–20.

114. Шахновский С. С. Расчет мощности торцового шлифования / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1987.– №2.– С. 23–24.

115. Шахновский С. С. Расчет силы, эквивалентной силам резания при торцевом шлифовании / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1989.– №2.– С.

32–33.

116. Шахновский С. С. Баланс тепловых потоков в торцешлифовальном станке / С. С. Шахновский // Станки и инструмент.– 1989.– №6.– С. 13–15.

117. Эльянов Э. Д. Шлифование в автоматическом цикле / Эльянов Э. Д. – М.: Машиностроение, 1980.– 101 с.

118. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / Якимов А. В. – М.: Машиностроение, 1975.– 476 с.

119. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / Якимов А. В. – М.: Машиностроение, 1984.– 312 с., ил.

120. Якимов А. В., Новиков Ф. В., Якимов А. А. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов.– К.: Техніка, 1993.–342с.

121. Ящерицын П. И., Кузьменкова Ф. М. Определение оптимального метода настройки двустороннего торцешлифовального станка / П. И. Ящерицын, Ф. М. Кузьменкова // Промышленность Белорусии.– 1968.– №1.– С. 21–22.

122. Ящерицын П. И., Зайцев А. Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента / П. И. Ящерицын, А. Г. Зайцев.– Минск: Наука и техника, 1972.– 475 с.

123. Ящерицын П. И. Оптимальные условия базирования обрабатываемых деталей и геометрическая точность двухстороннего плоского шлифования / П. И. Ящерицын // Машиностроение.– 1981.– №6.– С. 44–47.

124. Abdruckverfahren zur Dokumentation von Verschleibvorgängen / Dennis Peter, Schimieden Wolfram // VDI-Leitechnift. .– 1989 .– 131, № 1, P. 72.– 75.

125. Burek J. Stabilizacja składowej normalnej sily szlifowania w wielostopniowym procesie szlifowania wglebnego walkow. Praca doctorska, Politechnica Rzeszowska, 1985. – 185 p.

126. T.C. Buttery, MS. Burned, W.H Mackie, A Statham. Some effects of deterioration in abrasive surfaces on cutting efficiency and surface finish. School of mechanical and production engineering, Leicester polytechnic, Leicester deterioration of abrasive surfaces, 1991. P. 439.– 446.

127. Dagnall H. Ekploring surface texture published by Rank taylor hobson guthlakton street Leicester, England. Publishen March, 1980. – 268 p.

128. Denner R., Gausemeier, J., Henssler-Mickisch, M.: Eine neue Dimension fur Konstruktion und planting. Siemens Data Report 17 (1982) 6, P. 26.– 31.

129. Development of power spectrum measuring system for estimating the characteristics of grinding wheel surface. Miyoshi Takashi, Salto Katsumasa." Contr. and Comput". 1985, 13, № 1, P. 34.– 39.

130. Dong W.P., Mainsah E., Stout K.J.: Some Consedirations for the Digitisation and Parametric Characterization of Surface Roughness in Thraa- Dimensions-A viewpoint from standardization. Prace School of Manufacturing and mechanical Engineering, The University of Birmingham, 1996. P. 47–59.

131. Drahos Istvan. Bancsik zsolt Forgacsolcszerszamok geometria-janak szamitogeppelegitt tervezese.-Gepgyartatechnologia, 1980, 20, №9, P. 406.– 408.

132. Estimation of the grinding process by power spectrum rattems around grinding wheel surface. Kitamura Toshlyuki, Miyoshi Takashi. Salto Katsumasa. "Bull. Jap. Soc. Precis. Eng. 1982, 16, № 2. P. 125.– 126.

133. Gohn K. Krouse. Engineering without paper.- High Technology (USA), March 1986, P. 38.– 46.

134. M Hasegawa. Order statistical approach to ground surface generation. Journal of Engineering for Industry. Transaction of the ASME, Vol. 103, February, 1981. P. 22-32.

135. T. Hesz, C. Matson. Centerless grinding machines with epoxy granite bases. Non-metallic machine tool structures 3RD biennial international machine tool technical conference, September 3.– 10, 1986. P. 439.– 460.

136. Katsuo Syojl Llbo Zhov // Сэймицу когаку кайси / J. Jap. Soc Precis Eng. - 1989. .– 55, Jfc 12, P.267.– 272.

137. Nowicki B. Structura geometriczna. Chropowatosc I falistosc powierzchni / WNT, Warszawa, 1991. – 235 s.

138. Oczos K.E., Burec J. Efektywnosc cykly wielostopniowego szlifowania wglebnego. Przegląd Mechaniczny 52, 1993. – P. 7.– 10.

139. Oczos K.E., Burec J. Sterowanie adaptacyjne wielostopniowym cyklem szlifowania wglebnego. *Mechanik* 66, 1992, 7. – P. 237.– 240.

140. Ohishi S., Furukawa Y., Shizaki S., Okada S. The design and development of creep grinding machine and wheel and their optimal utilization in view workpiece burnishing. *Proc. 20th Int. Mach Tool Des. and Res. Conf. Elect. Process, Birmingham, 1979, Birmingham, 1980, P. 375.– 382.*

141. Powell M. J. D. An efficient method for finding the minimum of a function of several variables without calculation of derivatives. *Computer J.*, 1964, 7, P. 155.– 162.

142. Oczos, V. Luibimov. *Struktura geometryczna powierzchni*. Rzeszow, 2003.– 200 p.

143. *Rolling bearing digest /7 SKF Repro 19348. – Göteborg. – 62 p.* Stout K.J., Dong W.P., Mainsah E.: A proposal for Standardizations of Assessment of Three-Dimensional Micro-Topography-part 1: Surface Digitization and Parametric Characterization. *Prace School of Manufacturing and mechanical Engineering, The.*